

Simulation von gesteinsmechanischen Bohr- und Schneid- prozessen mittels der Diskreten - Elemente - Methode

Der Fakultät für Geowissenschaften, Geotechnik und Berg-
bau der Technischen Universität Bergakademie Freiberg
genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur
Dr.-Ing.

vorgelegt

von Dipl.-Phys. Christian Lunow
geboren am 1. Mai 1980 in Halle/ Saale

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Konietzky
Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Stefan Böhm (Universität Kassel)

Tag der Verleihung: 1. Dezember 2014

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
2	Grundlagen der Gesteinszerstörung	3
2.1	Die mechanische Gesteinszerstörung beeinflussende Faktoren.....	3
2.2	Bohrwerkzeuge	8
2.2.1	Anforderungen an Bohrwerkzeuge	8
2.2.2	Rollenbohrwerkzeuge.....	9
2.2.3	Diamantbohrwerkzeuge.....	9
2.2.4	Hartmetallwerkzeuge.....	11
2.2.5	Auswahl und Einsatz des Bohrmeißels.....	12
2.3	Gestaltung des Bohrprozesses	13
2.4	Vergleich zwischen schneidender, drückender und schlagender Gesteinszerstörung	14
2.5	Schneidende Gesteinszerstörung	15
2.5.1	Zerspankraft und deren Komponenten:	15
2.5.2	Steinbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide.....	17
2.5.3	Steinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide.....	18
2.6	Drückende Gesteinszerstörung	27
2.7	Verschleiß	28
3	Stand der Technik	31
3.1	Rollenmeißel	31
3.1.1	Experimentelle Untersuchungen.....	31
3.1.2	Simulation der Rollenmeißel.....	34
3.2	Simulation von mechanischen Zerkleinerungsprozessen.....	40
4	Zweidimensionale Simulation der Gesteinszerstörung mit UDEC	71
4.1	Vorstellung UDEC	71
4.2	Simulation eines Stanzversuchs mit Diskenmeißeln	73
4.2.1	Modellaufbau, Methodik.....	73
4.2.2	Kalibrierung des Gesteinsmodells	73
4.2.3	Simulation der Stanzversuche	74
4.3	Simulation von Schneidversuchen	83
4.3.1	Kalibrierung des Gesteinsmodells	83
4.3.2	Simulation der Schneidversuche	85
5	Dreidimensionale Simulation der Gesteinszerstörung mit PFC ^{3D}	97
5.1	Vorstellung PFC ^{3D}	97
5.2	Methodik der Parameterkalibrierung.....	98
5.3	Kalibrierung an Postaer Sandstein	100
5.3.1	Verwendete Rechenmodelle.....	100
5.3.2	Kalibrierung an einaxialen Duck- und Zugversuchen.....	102
5.3.3	Kalibrierung an Scherversuchen.....	113
5.3.4	Kalibrierung an Stanzversuchen.....	120
5.3.5	Schlussfolgerungen aus der Kalibrierung	124
5.4	Simulation von Schneidversuchen	124
5.4.1	Laborversuche.....	124
5.4.2	Simulationen mit fünffachem Partikeldurchmesser	128
5.4.3	Simulation mit der Originalkorngröße	133
5.4.4	Zusammenfassung	149
5.5	Simulation der Bohrversuche	149
5.5.1	Versuchsstand	149
5.5.2	Berechnung von Kräften und Momenten	151

5.5.3	Vergleich verschiedener Rechenmodelle	152
5.5.4	Vergleich der Simulation des Bohrversuches mit dem Schneidversuch.....	163
5.5.5	Betrachtungen zu den einzelnen Schneidplatten.....	165
5.5.6	Zusammenfassung	168
6	Zusammenfassung	169
6.1	Hauptbeiträge	171
7	Extended Summary	173
7.1	Two-dimensional simulation of the rock destruction with UDEC.....	173
7.1.1	Introduction.....	173
7.1.2	Simulation of a stamping experiment with disc cutters	173
7.1.3	Simulation of rock cutting experiments	174
7.2	Three dimensional simulation of the rock destruction with PFC ^{3D}	177
7.2.1	Introduction.....	177
7.2.2	Calibration	177
7.2.3	Simulation of cutting experiments	178
7.2.4	Simulation of drilling experiments	182
8	Literatur	187

Danksagung

Ich möchte mich bei allen, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, bedanken.

Mein besonderer Dank gilt Prof. Konietzky für die permanente Betreuung, die vielen fachlichen Anregungen und Diskussionen, aber auch für die Gewährleistung eines inspirierenden Umfeldes.

Herrn Dr. Frühwirt und Herrn Weichmann danke ich für die Unterstützung bei den Laborversuchen im gesteinsmechanischen Labor der TU BAF. Herrn Prof. Böhm und Herrn Dr. Sommer vom Institut für Produktionstechnik, FB Trennende und Fügende Fertigungsverfahren, an der UNI Kassel danke ich für die Gelegenheit, spezielle Schneidversuche am Versuchsstand der UNI Kassel durchführen zu können. Herrn Prof. Reich und Herrn Kirsten haben mir dankenswerterweise Ergebnisse vom Bohrversuchsstand, die im Rahmen des FHP (Freiberger Hochdruckforschungszentrum) gewonnen wurden, bereitgestellt.

Frau Griebisch und Dr. Zeeb danke ich für wertvolle Hinweise zur Gestaltung der Promotionsschrift.

Die Arbeit wurde im Rahmen des FHP-Projektes von der Dr. Erich-Krüger-Stiftung finanziert. Ich danke daher sowohl den Mitgliedern des Stifterrates als auch meinen Kollegen in der FHP-Forschergruppe für das rege Interesse, den interessanten wissenschaftlichen Erfahrungsaustausch und die gute Zusammenarbeit.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Einzelphasen bei der Zerstörung elastisch-spröder Gesteine [Arnold 1993]	5
Abbildung 2: Rollenmeißel [http://spb.all.biz/de/die-rollenmeissel-g348407]	9
Abbildung 3: Diamantmeißel für mittelharte Gesteine mit parallel zur Meißelachse angeordneten Spülungskanälen [Arnold 1993]	10
Abbildung 4: a) PKD-Dia-disc-Meißel, b) PKD-Dia-bloc-Meißel [Arnold 1993]	11
Abbildung 5: Wirkungsweise verschiedener Bohrelemente: a) Rollenmeißelzahn, b) Einzeldiamant, c) PKD-Schneidelement [Arnold 1993]	12
Abbildung 6: Erzeugung von Zugspannungsrissen durch a) Schaufelmeißel und b) Eindringmeißel [Hood & Alehossein 2000]	14
Abbildung 7: a) Schaufelmeißel mit negativem Spanwinkel b) Verschleißfläche [Hood & Alehossein 2000]	15
Abbildung 8: Zerlegung der Zerspankraft F [Reichenbächer 2010]	16
Abbildung 9: Winkel in der Zerspanungstechnik	16
Abbildung 10: Materialtrennmechanismus beim Steinsägen mit segmentierten Diamantwerkzeugen [Reichenbächer 2010]	17
Abbildung 11: Phasen der Gesteinszerspannung [Wagner 1971]	18
Abbildung 12: Kräfte bei der Gesteinszerspannung mit positivem und mit negativem Spanwinkel [Wagner 1971]	18
Abbildung 13: Einfluss des Spanwinkels auf die Zerspankraft [Wagner 1971]	19
Abbildung 14: Einfluss des Schnittvolumens auf die benötigte Vorschubkraft, f_z : Zustellung (Schnitttiefe), v_c : Schnittgeschwindigkeit [Reichenbächer 2010]	20
Abbildung 15: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft, f_z : Zustellung (Schnitttiefe), v_c : Schnittgeschwindigkeit [Reichenbächer 2010]	20
Abbildung 16: Einfluss des Spanwinkels auf die maximale Schnitt- und Vorschubkraft bei einem Keilwinkel von $\beta=88^\circ$ und einer Zustellung (Schnitttiefe) von $f_z=100 \mu\text{m}$ [Reichenbächer 2010]	21
Abbildung 17: Keilvariationen bei einem Spanwinkel von $\gamma=-25^\circ$ [Reichenbächer 2010]	22
Abbildung 18: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Keilwinkels β und der Zustellung (Schnitttiefe) f_z bei einem Spanwinkel von $\gamma=-20^\circ$ [Reichenbächer 2010]	22
Abbildung 19: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Schnittkraft unter Variation des Keilwinkels β und der Zustellung f_z bei einem Spanwinkel von $\gamma=-25^\circ$ [Reichenbächer 2010]	23
Abbildung 20: Entstehung der Scherspäne (sekundäre Spanbildung) [Reichenbächer 2010]	23
Abbildung 21: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Kühlmediums und der Zustellung f_z (v_c : Schnittgeschwindigkeit, γ : Spanwinkel, β : Keilwinkel) [Reichenbächer 2010]	24
Abbildung 22: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Schnittkraft unter Variation des Kühlmediums und der Zustellung f_z (v_c : Schnittgeschwindigkeit, γ : Spanwinkel, β : Keilwinkel) [Reichenbächer 2010]	25
Abbildung 23: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Werkstoffs [Reichenbächer 2010]	25

Abbildung 24: Schneidelemente nach der Zerspanung von 500 cm ³ Sandstein bzw. Marmor [Reichenbächer 2010].....	26
Abbildung 25: Rißbildung und -ausbreitung unter einer senkrecht aufgebrachten Andruckkraft [Lawn & Swain 1975].....	27
Abbildung 26: Verschlissenes PKD-Schneidelement aus drei Blickrichtungen. Die Schneide zeigt deutliche Ausbrüche und abrasiven Verschleiß [Reichenbächer 2010]	28
Abbildung 27: a) Gesteinsoberfläche am Ende eines Stanzversuches, b) Zerstörung des Gesteins unterhalb des Diskensegmentes, Gestein: Granodiorit [Inkmann 1982].....	31
Abbildung 28: Kraftverlauf bei einem einzelnen Stanzversuch und Linearisierung, t: Eindringtiefe [Inkmann 1982]	32
Abbildung 29: Andruckkraft F_a in Abhängigkeit von der Eindringtiefe t bei verschiedenen Schnittbreiten s für Kalkstein (linearisiert, Kraft halbiert) [Inkmann 1982].....	32
Abbildung 30: Andruckkraft F_a in Abhängigkeit von der Schnittbreite s bei verschiedenen Eindringtiefen t für Kalkstein (linearisiert, Kraft halbiert) [Inkmann 1982].....	33
Abbildung 31: Gesteinsoberfläche nach einem Stanzversuch (Dolomit, Schnittbreite 76,2 mm) [Inkmann 1982].....	33
Abbildung 32: Abhängigkeit der Andruckkraft vom Schneidkantenwinkel (Granit, Eindringtiefe 2,54 mm, Schnittbreite 25,4 mm) [Inkmann 1982]	33
Abbildung 33: Interaktionsprozess mit zwei Schneiden bei einem Schneidenabstand von 70 mm (schwarzer Kreis bedeutet Zugversagen, rotes Kreuz bedeutet Scherversagen) [Gong et al. 2006a]	35
Abbildung 34: Bruchbildung bei verschiedenem Schneidenabstand (schwarzer Kreis bedeutet Zugversagen, rotes Kreuz bedeutet Scherversagen) [Gong et al. 2006a].....	36
Abbildung 35: Chipdicke und Chipfläche bei verschiedenen Schneidenabständen [Gong et al. 2006a].....	37
Abbildung 36: Verhältnis der Chipweite zur Chipdicke, P_{CS}/P_{60} und Spannung bei verschiedenen Schneidenabständen [Gong et al. 2006a]	37
Abbildung 37: Schneideneindringprozess (schwarzer Kreis bedeutet Zugversagen, rotes Kreuz bedeutet Scherversagen) a) 30 Schritte, b) 60, c) 100, d) 300, e) 500 f) 1000 Schritte [Gong et al. 2006b]	39
Abbildung 38: Bruchmuster mit verschiedenem Kluftabstand: a) 40 mm, b) 60 mm, c) 80 mm, d) 90 mm, e) 200 mm, f) 500 mm [Gong et al. 2006b]	39
Abbildung 39: Spannungs- Dehnungs-Kurve eines einzelnen Balkens [Blömer & McNamara 2008].....	40
Abbildung 40: Kugel, die sich nach Prallbeanspruchung plastisch verformt hat [Blömer & McNamara 2008]	41
Abbildung 41: a) Quaderprobe, die obere und die untere Oberfläche (farbig markiert) können gegeneinander verschoben werden, b) Spannungs-Dehnung-Kurve einer spröden Materialprobe während eines uni-axialen Zugversuches [Blömer & McNamara 2008]	41
Abbildung 42: a) Spannungs-Dehnungskurve einer Probe nach dem Mikroplastizitäts-Modell; b) Spannungs-Dehnungskurve einer Probe nach dem Scherplastizitäts-Modell [Blömer & McNamara 2008]	42

Abbildung 43: Momentaufnahmen der Proben: (a,d) Spröde Dehnung, (b,e) Spröde Biegung und (c,f) Scher-Plastizität, jeweils vor und nach der Kollision [Blömer & McNamara 2008].....	42
Abbildung 44: Mikroplastizitäts-Ansatz vor und nach der Kollision [Blömer & McNamara 2008].....	43
Abbildung 45: Polykristallines Gestein mit Körnern, die durch Mikrorisse geschwächt sind a) "reale" Situation, b) vereinfachtes Modell [Rossmannith et al. 1996].....	43
Abbildung 46: Überhöhtes deformiertes Gitter und Konturen der maximalen Scherdehnung, die den Versagensmechanismus beschreiben in der Dionysos-Marmor Schneidsimulation mit FLAC ^{2D} (Schneidtiefe 0,1 mm): a) Ausgangszustand (Verschiebung u=0 mm), b) u=0,2 mm, c) u=0,4 mm, d) u=0,6 mm, e) u=0,8 mm, f) u=1,0 mm [Stavropoulou 2006]	44
Abbildung 47: Kontaktkräfte (Zugkräfte rot, Druckkräfte magenta) und Partikelverbindungen, relative Schnitttiefe: dreifacher durchschnittlicher Partikelradius [Stavropoulou 2006].....	45
Abbildung 48: Kraft in Abhängigkeit der Verschiebung mit der Schnitttiefe = dreifacher durchschnittlicher Partikelradius [Stavropoulou 2006]	46
Abbildung 49: Vorausgesagtes Rissmuster unter der Last des Eindringkörpers [Wang et al. 2011]	46
Abbildung 50: Numerisch simulierte Gesteinszerstörungsprozesse mit unterschiedlichem Umgebungsdruck [Wang et al. 2011]	47
Abbildung 51: Kraft-Eindring-Kurve sowie Zahl der akustischen Emissionen (AE) während der Simulation der Gesteinszerstörung mit zwei Eindringkörpern bei quasistatischer Belastung mit einem seitlichen Druck von 0 MPa [Wang et al. 2011].....	48
Abbildung 52: Kraft-Eindring-Kurve sowie Zahl der akustischen Emissionen (AE) während der Simulation der Gesteinszerstörung mit zwei Eindringkörpern bei quasistatischer Belastung mit einem seitlichen Druck von 5 MPa [Wang et al. 2011].....	48
Abbildung 53: Schematischer Blick auf die Partikel und den konischen Meißel nach der Simulation, a) Partikelbildung vor dem Meißel, b) Mikrorisse um den Meißel [Su & Akcin 2011].....	49
Abbildung 54: Beziehung zwischen experimentell und numerisch ermittelten Schnittkräften [Su & Akcin 2011].....	50
Abbildung 55: Netzstruktur eines Werkstücks mit Durchmesser D=1,4 mm und 90.000 Elementen [Risse 2006]	50
Abbildung 56: a) Vorschubkräfte und b) Drehmomente vom Experiment und von Simulationen mit verschiedenen Elementzahlen und -größen des Werkstücks [Risse 2006].....	51
Abbildung 57: Vergleich der Temperaturen und Spanformen von Simulationen mit verschiedenen Elementzahlen und -größen des Werkstücks [Risse 2006]	51
Abbildung 58: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei 90°. a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode, b) Bild eines Hochgeschwindigkeitsvideos [Iliescu et al. 2010]	52
Abbildung 59: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei 0°, a) Virtueller Chip bei der Diskrete-	

	Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]	53
Abbildung 60:	Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei +45°, a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]	53
Abbildung 61:	Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei -45°, a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]	54
Abbildung 62:	Simulation im stationären Fall von der Eindringung der Schneidränder in das verbleibende Werkstück [Kyratsis et al. 2011]	54
Abbildung 63:	Vorschubkraftvorhersage für D=10 mm Bohrer und V=15 m/min, oben: Gesamtkraft, unten: nur Kraft der Hauptschneidkanten, rechts: experimentelle Werte [Kyratsis et al. 2011]	55
Abbildung 64:	Chipbildung nach einem Schneiden von 25 mm, a) ohne umgebenden Druck, b) mit einem umgebenden Druck von 34,5 MPa [Lei & Kaitkay 2003]	56
Abbildung 65:	Veränderung der Schnittkraft mit dem umgebenden Druck und dem Spanwinkel [Lei & Kaitkay 2003]	56
Abbildung 66:	Vergleich der Hauptschneidkraft zwischen experimentellen und Simulationsergebnissen [Lei & Kaitkay 2003].....	56
Abbildung 67:	Experimentelles Bruchmuster eines Scherversuches [Azevedo et al. 2003].....	57
Abbildung 68:	Getestete Partikelanordnungen [Azevedo et al. 2003].....	58
Abbildung 69:	Numerisches Rissmuster eines Scherversuches für alle Kontakte mit 8 mm – 4 mm regelmäßiger Partikelan-Zufallsanordnung [Azevedo et al. 2003]	58
Abbildung 70:	Numerische Rissmuster eines Scherversuches für alle Kontakte bei einer 4 mm Zufallsanordnung [Azevedo et al. 2003]	59
Abbildung 71:	Versagenshüllkurven und Gesteinseigenschaftsrelationen von Gesteinen, a) Spitzenspannungen aus triaxialen Zug- und Druckversuchen in Barea-Sandstein bei verschiedenen umgebenden Drücken in einem Hauptspannungsdiagramm; b) dieselben Daten, jedoch ist die maximale Scherspannung über die mittlere Scherspannung aufgetragen; c) Festigkeit bei verschiedenen Manteldrücken, d) Reibungswinkel, e) E-Modul über die Porosität für Donetsk Sandstein; f) einaxiale Druck- (UCS) und Zugfestigkeit (T), g) einaxiale Druckfestigkeit/ Zugfestigkeit, h) E-Modul über die Anzahl der Heizschritte für Buchberger Sandstein [Schöpfer et al. 2009]	60
Abbildung 72:	Spannungsdifferenz ($\sigma_3 - \sigma_1$) und Volumendehnung über die axiale Dehnung in Triaxialdruckversuchen bei verschiedenen Manteldrücken, links für Modell (i) (Gleichverteilungsgesetz, 37 % Porosität) und rechts für Modell (ii) (Energiegesetz, 23 % Porosität) [Schöpfer et al. 2009]	62
Abbildung 73:	Spannungsunterschied und Volumendehnung über die axiale Dehnung, a) gleichverteilte / bimodale Partikelgrößenverteilung, b)	

Partikelgrößenverteilung nach dem Energiegesetz [Schöpfer et al. 2009]	63
Abbildung 74: a) Einaxiale Druck- und Zugfestigkeit (UCS und T), b) UCS/T, c) elastische Eigenschaften über dem Anteil nichtgebundener Kontakte, E: E-Modul, ν : Poisson-Verhältnis; k=Tausend Partikel, Φ : Porosität, Modell i: gleichförmig, Modell ii: Energiegesetz, LdB: Modell von Lac du Bonnet granite [Schöpfer et al. 2009]	64
Abbildung 75: a) Spannungs-Dehnungs-Kurven und Schadensmuster nach der Spitzenspannung bei den Manteldrücken b) $\sigma_3=0,1$ MPa, c) $\sigma_3=10$ und d) $\sigma_3=70$ MPa; b), c) und d): Rissverteilung im Nachbruchbereich, rot: Zugversagen, blau: Scherversagen, durchschn. Korndurchmesser 0,72 mm, PFC2D [Potyondy & Cundall 2004]	65
Abbildung 76: Numerisches einaxiales Testmodell für simuliertes poröses Gestein [Fakhimi & Gharahbagh 2011]	66
Abbildung 77: Triaxiale Druckversuche mit einem Umgebungsdruck von 10 MPa, Labortests/ PFC ^{3D} -Simulation - Spannungs-Dehnungs-Kurven und Rissmuster [Baumgarten & Konietzky 2010]	67
Abbildung 78: Bruchlinie, maximale Festigkeit – Labortests/ PFC ^{3D} -Simulationen [Baumgarten & Konietzky 2010]	68
Abbildung 79: a) Blöcke b) Zoneneinteilung innerhalb der Blöcke [Itasca 2011a]	71
Abbildung 80: Berechnungszyklus für die Distinkte-Elemente-Methode [Itasca 2011a]	72
Abbildung 81: a) Voronoi-Struktur, b) Rissmuster beim Zugversuch und c) Rissmuster beim Druckversuch	74
Abbildung 82: Andruckkraft beim Einzelschnitt in Abhängigkeit der Eindringtiefe, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	75
Abbildung 83: Bruchbilder und Verschiebungen [m] nach 0,2 mm und 0,3 mm Eindringtiefe, Risse sind schwarz dargestellt	76
Abbildung 84: Spannungsverteilung [Pa] und Risse im Gestein nach 0,9 mm Eindringtiefe	76
Abbildung 85: Position der Stanzversuche (Schnittbreite: 13, 25, 38, 51, 64, 76 mm)	77
Abbildung 86: Bildung einer Gesteinsrippe (Gesteinsscholle) bei einer Eindringtiefe von 0,9 mm und einer Schnittbreite von 76 mm	77
Abbildung 87: Spannungsverteilung im Gestein beim 2. Einstanzversuch a) bei 0,2 mm und b) bei 0,6 mm Eindringtiefe und 76 mm Schnittbreite	77
Abbildung 88: Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Schnittbreiten, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	78
Abbildung 89: Andruckkraft in Abhängigkeit der Schnittbreite bei verschiedenen Eindringtiefen, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	79
Abbildung 90: Abgelöstes Material und Energieverbrauch bei verschiedenen Schnittbreiten; beim zweiten Eindruck wurde die Masse vom Einbruch bereits abgezogen	79
Abbildung 91: Freischnittkraft bei verschiedenen Schnittbreiten, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	80
Abbildung 92: Einstanzversuch bei einem Keilwinkel von a) 75°, b) 90° und c) 105° und einer Eindringtiefe von 1,27 mm	80
Abbildung 93: Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Keilwinkeln, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	81

Abbildung 94: Andruckkraft in Abhängigkeit vom Keilwinkel, auf halben Diskenmeißel umgerechnet.....	81
Abbildung 95: Andruckkraft bei verschiedenen Schnittbreiten bei einem stumpfen Diskenmeißel, auf halben Diskenmeißel umgerechnet	82
Abbildung 96: Abgelöstes Material (bei den verschiedenen Schnittweiten ohne das Material vom Einbruch) und Energieverbrauch bei Stanzversuchen mit einem stumpfen Diskenmeißel.....	82
Abbildung 97: Rissausbildung nach dem ersten Einbruch a) bei einem scharfen Meißel b) bei einem stumpfen Meißel bei einer Eindringtiefe von 1,27 mm	83
Abbildung 98: Rissausbildung bei einer Schnittbreite von 76 mm a) bei einem scharfen Meißel, b) bei einem stumpfen Meißel bei einer Eindringtiefe von 1,27 mm.....	83
Abbildung 99: Druck- und Spaltzugversuch mit Betonstein	84
Abbildung 100: Spannungen beim Schneidversuch, wenn ein Element nicht versagen kann, grün: Druckspannungen, rot: Zugspannungen a) gesamtes Modell, b) Ausschnitt	85
Abbildung 101: Rissmuster am Ende der Simulation mit elastischen Voronoi- Blöcken (Größe des inneren Bereiches: 20 mm x 10 mm).....	86
Abbildung 102: Kräfte bei der Simulation mit elastischen Voronoi-Elementen	86
Abbildung 103: Bruchbild bei Verwendung des Mohr-Coulomb-Modells für die Blöcke	87
Abbildung 104: Schneidkräfte bei Verwendung des Mohr-Coulomb-Modells für die Blöcke.....	87
Abbildung 105: Gaußverteilung für Kohäsion und Zugfestigkeit im Modell.....	88
Abbildung 106: Bruchbild bei Verwendung einer Gaußverteilung auf Kohäsion und Zugfestigkeit der Kontakte.....	88
Abbildung 107: Kräfte bei Verwendung einer Gaußverteilung auf Kohäsion und Zugfestigkeit der Kontakte.....	89
Abbildung 108: a) Bruchbild bei Verwendung von Dreieckselementen (Größe des Gesteinsblockes: 15 mm x 8 mm) b) Zerteilung der Voronoi- Elemente in Dreiecke	89
Abbildung 109: Kräfte bei der Simulation mit Dreieckselementen, $v=5$ mm/s.....	90
Abbildung 110: Kräfte bei der Simulation mit Dreieckselementen, $v=50$ mm/s.....	90
Abbildung 111: a) Schneidsimulation mit einer feineren Struktur im oberen Bereich, wobei die Elemente zu Körnern zusammengefasst werden; (b) Kornstruktur, grün: Verbindungen innerhalb der Körner, schwarz: Kornumrandungen (Größe des Gesteinsblockes: 10 mm x 8 mm)	91
Abbildung 112: Kräfte bei der Simulation mit einer feineren Kornstruktur	91
Abbildung 113: Bruchbild bei vorgegebenen Bruchlinien	92
Abbildung 114: Kräfte bei vorgegebenen Bruchlinien	92
Abbildung 115: Remeshing: a) Ermittlung des Schnittpunktes, b) Auswahl der richtigen Ecke (Ecke vom Block links unten wird genommen, die fast mit dem Schnittpunkt übereinstimmt), c) Position der künftigen Tochterelemente.....	93
Abbildung 116: Remeshing: Teilung der Elemente an der Schneide und im Inneren	94
Abbildung 117: Remeshing: Einschreiben der Spannungen nach der Teilung (grün: Druckspannungen, rot: Zugspannungen) a) Spannungen vor der Teilung, b) Einschreiben der Spannungen nach der	

Teilung, c) 1000 Rechenschritte bei 1000facher Materialfestigkeit und gestoppter Schneide	94
Abbildung 118: Remeshing: a) Spannungen vor der Teilung b) Verzicht auf das Einschreiben von Spannungen, c) 1000 Rechenschritte bei 1000facher Materialfestigkeit und gestoppter Schneide.....	94
Abbildung 119: Schnittbilder a) Teilung nur der Elemente an der Schneide, b) Teilung auch der Elemente im Inneren.....	95
Abbildung 120: Schneidkräfte, wenn die Elemente nur an der Schneide geteilt werden	95
Abbildung 121: Kugel-Kugel sowie Kugel-Wand-Kontakt [Itasca 2008b].....	97
Abbildung 122: Äquivalentes Kontinuum-Material eines Korn-Zement-Systems, a) Kornverhalten (Kontaktbonds), b) Zementverhalten (Parallelbonds) [Potyondy & Cundall 2004].....	98
Abbildung 123: Erzeugung der Kornstruktur.....	101
Abbildung 124: a) Einaxialer Druck- und b) Zugversuch mit Postaer Sandstein (Kurvenverlauf bis zum Erreichen des makromechanischen Bruchs).....	103
Abbildung 125: Korngrößenanalyse Postaer Sandstein [Baumgarten 2013, mündlicher Bezug].....	103
Abbildung 126: Schädigungsmuster a) beim Zug- und b) beim Druckversuch (Simulation 1/22); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse	104
Abbildung 127: a) Zug- und b) Druckversuch mit Kontaktbonds ohne vorgeschwächte Kontakte (Simulation 1/22)	105
Abbildung 128: Gaußverteilung für der Normalfestigkeit der Kontakte (Mittelwert(F_{cn}) = 29,8 MPa, Standardabweichung(F_{cn}) = 7,4 MPa \rightarrow Mittelwert(n_{bond}) = 10,7 N, Standardabweichung(n_{bond}) = 2,66 N)	106
Abbildung 129: Zugversuch mit einer Gaußverteilung für die Normalfestigkeit (μ = 29,8 MPa, σ = 7,4 MPa) (Simulation 1/6).....	106
Abbildung 130 a) Zug- und b) Druckversuch mit Parallelbonds, bei 50 % der Bonds ist die Normalfestigkeit auf $\frac{1}{4}$ reduziert (Simulation 2/22) ..	108
Abbildung 131: a) Zugversuch am Versuchsende, b) Druckversuch nach Druckkraftmaximum (Simulation 2/22) mit Parallelbonds, bei 50% der Verbindungen wurde die Normalfestigkeit auf $\frac{1}{4}$ reduziert; schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse.....	108
Abbildung 132: a) Zug- und b) Druckversuch mit einer Kornstruktur ohne geschwächte Kontakte und ohne gelöschte Partikel (Simulation 3/23)	110
Abbildung 133: a) Zugversuch und b) Druckversuch am Versuchsende bei einer Kornstruktur ohne geschwächte Kontakte und ohne gelöschte Partikel (Simulation 3/23); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse	110
Abbildung 134: a) Zug- und b) Druckversuch beim Modell mit einer Kornstruktur, Parallelbonds und einer Gaußverteilung der Kontaktfestigkeit (Simulation 4/31)	112
Abbildung 135: a) Zug- und b) Druckversuch am Versuchsende mit Kornstruktur und Parallelbonds (Simulation 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse.....	112
Abbildung 136: Probe nach dem Scherversuch, Einbettung in Beton, Normalspannung 20 MPa.....	113

Abbildung 137: Scherversuche an Postaer Sandstein (Laborversuch).....	113
Abbildung 138: Scherfestigkeit von Postaer Sandstein in Abhängigkeit der Normalspannung (Laborversuch).....	114
Abbildung 139: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Kontaktbonds (Materialparameter aus 1/22).....	115
Abbildung 140: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Kontaktbonds (Materialparameter aus 1/22).....	115
Abbildung 141: Simulation von Scherversuchen mit Kontaktbonds, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 1/22); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse ...	116
Abbildung 142: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Parallelbonds (Material 2/22).....	116
Abbildung 143: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Parallelbonds (Material 2/22).....	117
Abbildung 144: Simulation von Scherversuchen mit Parallelbonds (Material 2/22), Normalspannung: a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa; schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse.....	117
Abbildung 145: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur (Material 3/23).....	118
Abbildung 146: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur (Material 3/23).....	118
Abbildung 147: Simulation von Scherversuchen mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 3/23); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse	119
Abbildung 148: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Parallelbonds und einer Kornstruktur (Material 4/31).....	119
Abbildung 149: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Parallelbonds und einer Kornstruktur (Material 4/31).....	120
Abbildung 150: Simulation von Scherversuchen mit Parallelbonds und einer Kornstruktur, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse	120
Abbildung 151: Stanzversuche im Labor	121
Abbildung 152: Kraftverlauf bei einem Stanzversuch im Labor	121
Abbildung 153: Stanzversuche a) mit Kontaktbonds, Maximalkraft 3,0 kN (Material 1/9), b) Parallelbonds, 50 % der Verbindungen normalfestigkeitsreduziert, max. 2,0 kN (Material 2/13), c) Parallelbonds und Kornstruktur, max. 3 x 0,745 kN (Material 4/31).....	122
Abbildung 154: Kraftverlauf beim Stanzversuch mit Kontaktbonds, keine festigkeitsreduzierten Kontakte (Material 1/9).....	122
Abbildung 155: Kräfte beim Stanzversuch mit Parallelbonds, 50 % der Kontakte normalfestigkeitsreduziert (Material 2/13)	123
Abbildung 156: Stanzversuch mit Parallelbonds und Kornstruktur; Kraft ist verdreifacht, da Probendurchmesser nur 1/3 des realen Durchmessers (Material 4/31).....	123

Abbildung 157: Linearprüfstand an der UNI Kassel.....	125
Abbildung 158: Versuch 12: Kraftverlauf bei einer Schnitttiefe von 1 mm, 2. Überfahrt, Schnittgeschwindigkeit 0,1 m/s, Postaer Sandstein	126
Abbildung 159: Schnittkräfte in Postaer Sandstein (gebr. Pl= gebrauchte Platte, Zustellung = Schnitttiefe), Geschwindigkeit 0,1 m/s (wenn nicht anders angegeben) bzw. 1 m/s	127
Abbildung 160: Vorschubkräfte in Postaer Sandstein (gebr. Pl= gebrauchte Platte, Zustellung = Schnitttiefe), Geschwindigkeit 0,1 m/s (wenn nicht anders angegeben) bzw. 1 m/s.....	127
Abbildung 161: Sandsteinoberfläche a) nach einem Bruch b) nach einem Schnitt..	128
Abbildung 162: Simulation a) der 1. und b) der 2. Überfahrt, Modell mit Kontaktbonds (pink: Bohrklein), schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse (Simulation 1b3, Material 1/14).....	128
Abbildung 163: Kräfte bei der Simulation mit Kontaktbonds a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft, Schnitttiefe 1 mm, Simulationgeschwindigkeit 4 m/s, Partikeldurchmesser 1 mm (Simulation 1b3, Material 1/14)	129
Abbildung 164: a) Schnitt- und b) Vorschubkräfte bei der Simulation der ersten Überfahrt bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten (Simulation 1b3, 1b3_I, 1b3_II und 1b3_III, Material 1/14).....	131
Abbildung 165: Mittlere Kraft bei verschiedenen Simulationgeschwindigkeiten (Simulation 1b3, 1b3_I, 1b3_II und 1b3_III, Material 1/14).....	131
Abbildung 166: Vergleich des Laborversuches mit verschiedenen Simulationen a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft (Sim. 1b3: Material 1/14, Sim. 2b: Material 2/16, Sim 3b: Material 3/19).....	132
Abbildung 167: Koordinationszahlen vor und nach der Floatereliminierung	133
Abbildung 168: Simulation eines Schneidversuches, Korngröße D=0,2 mm, Schneidgeschw. =0,8 m/s, Schnitttiefe 1 mm a) Kontaktbonds (Simulation 1e, Material 1/22), b) Parallelbonds (Simulation 2e, Material 2/22), c) Kornstruktur mit Kontaktbonds (Simulation 3e, Material 3/23), d) Kornstruktur mit Parallelbonds (Simulation 4k, Material 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse, magenta bzw. weiß: Bohrklein.....	135
Abbildung 169: Simulation mit feiner Kornstruktur (D=0,2 mm, Schnitttiefe 1 mm) und der Bohrkleinentfernung außerhalb des Schneidbereiches a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft (Simulation 1e, Material 1/22)	136
Abbildung 170: Vergleich Laborversuch mit verschiedenen Simulationen (nur 1. Überfahrt) a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft (D=0,2 mm, Schnitttiefe 1 mm)	137
Abbildung 171: Schnittkraft von Simulation 1g (1/100 Schneidensteifigkeit wie 1e) (Material 1/22)	138
Abbildung 172: Siebanalyse bei der Simulation verschiedener Schneidversuche; 1e: Kontaktbonds (Material 1/22); 2e: Parallelbonds (Material 2/22); 3e: Kontaktbonds, Kornstruktur (Material 3/23); 4k: Parallelbonds, Kornstruktur (Material 4/31); 4k1: Parallelbonds, Kornstruktur, regelmäßiges Löschen des Bohrkleins (Material 4/31).....	138
Abbildung 173: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation des Schneidversuches mit verschieden stumpfen Schneiden, Zustellung 1 mm (Simulation 4k8, 4k5, 4k9 und 4k1, Material 4/31).....	140

Abbildung 174: Rissmuster bei verschiedenen stumpfen Schneiden a) $r=0,1$ mm (Simulation 4k9), b) $r=0,2$ mm (Simulation 4k5) , c) $r=0,5$ mm (Simulation 4k8) (Material 4/31)	141
Abbildung 175: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit vom Abstumpfen des Schneidelementes (Simulation 4k1, 4k9, 4k5, 4k8) (Material 4/31)	141
Abbildung 176: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation des Schneidversuches mit einem abgerundeten Schneidelement bei verschiedenen Zustellungen (Schnitttiefen), Abrundungsradius Simulation $r=0,2$ mm (Simulation 4k5, 4k6 und 4k7, Material 4/31)	142
Abbildung 177: Rissmuster bei der Simulation des Schneidversuches mit einem abgerundeten Schneidelement bei verschiedenen Zustellungen (Schnitttiefen), Abrundungsradius $r=0,2$ mm, a) Zustellung 0,1 mm (Simulation 4k7), b) Zustellung 0,4 mm (Simulation 4k6), c) Zustellung 1 mm (Simulation 4k5); Material 4/31	143
Abbildung 178: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit der Schnitttiefe (Simulation 4k7, 4k6 und 4k5, Modell 4/31)	143
Abbildung 179: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei verschiedenen Spanwinkeln, Abrundungsradius Simulation $r=0,2$ mm (Simulation 4k10, 4k16, 4k5, 4k11, 4k15, Material 4/31)	144
Abbildung 180: Rissmuster bei verschiedenen Spanwinkeln (Simulation 4k16, 4k5, 4k11, 4k15, Material 4/31)	145
Abbildung 181: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit des Spanwinkels (Simulation 4k15, 4k11, 4k5, 4k16, Material 4/31)	145
Abbildung 182: Verschiedene Schneidengeometrien (Material 4/31)	146
Abbildung 183: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation mit verschiedenen Schneidengeometrien (Material 4/31)	147
Abbildung 184: Erforderliche Energie, entferntes Bohrklein und spezifische Energie bei verschiedenen Schneidenformen (Material 4/31)	148
Abbildung 185: Rissmuster in der Mitte der Probe bei der Simulation mit verschiedenen Schneidengeometrien (Material 4/31)	149
Abbildung 186: Bohrer mit 3 Wendeschneidplatten	149
Abbildung 187: Gemessene Kräfte beim Bohrversuch	150
Abbildung 188: Bohrkleinanalyse beim Bohren in Postaer Sandstein (Laborversuch)	150
Abbildung 189: Vergleich der Korngröße vom Sandstein mit dem Bohrklein (Laborversuch)	151
Abbildung 190: Testkonstellationen zur Berechnung von Momenten und Kräften...	151
Abbildung 191: Eindrücken einer Wand, die aus zwei Ebenen besteht, in eine Kugel	152
Abbildung 192: Rissmuster nach $6\frac{1}{4}$ Umdrehungen (Vorschub: 4,8 mm) schwarz: Zugrisse, rot: Scherrisse, magenta bzw. weiß: Bohrklein a) Partikelverbindungen nur Kontaktbonds (Bohrversuch 1b3, Material 1/14), b) Parallelbonds (Bohrversuch 2b, Material 2/16), c) Kornstruktur, Kontaktbonds (Bohrversuch3b, Material 3/19), d) Kornstruktur, Parallelbonds (Bohrversuch4b, Material 4/17)	153
Abbildung 193: Rissmuster nach $13\frac{1}{4}$ Umdrehungen (Vorschub: 10,1 mm), Kontaktbonds (Bohrversuch1b3, Material 1/14)	153
Abbildung 194: Bohrversuch 1b3, Kontaktbonds (Material 1/14)	154

Abbildung 195: Bohrversuch 1c, Kontaktbonds, Vorschub 5 x 0,765 mm/Umdrehung (Material 1/14)	155
Abbildung 196: Bohrversuch 1d, Kontaktbonds, ab der 6. Umdrehung nur 10 U/s statt 100 U/s (Material 1/14)	155
Abbildung 197: Bohrkleinanalyse	156
Abbildung 198: Vorschubkraft, Drehmoment und Bohrvorschub beim Bohren von Postaer Sandstein, Bohrversuch 13 geglättet	156
Abbildung 199: Anschnittversuch in Postaer Sandstein, Auflast 20 kg	157
Abbildung 200: Vorschub, Vorschubkraft und Drehmoment in Abhängigkeit der Auflast	158
Abbildung 201: Schnitt durch die oberste Schicht (3 mm) nach der Herstellung des Initialzustandes	159
Abbildung 202: Bohrkraft und -moment bei der Simulation 4k9 (abgerundete Schneide r=2 mm, Material 4/38)	160
Abbildung 203: Vorschubkraft bei der Simulation verschiedener Bohrversuche, der Bereich der Anschnitt-Laborversuche aus Abbildung 200 ist blau markiert, r=Abrundungsradius der Schneiden, t=Spandicke (Simulation 4k0, 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, 4k10, Material 4/38)	161
Abbildung 204: Drehmoment bei der Simulation verschiedener Bohrversuche, der Bereich der Anschnitt-Laborversuche aus Abbildung 200 ist blau markiert, r=Abrundungsradius der Schneiden, t=Spandicke (Simulation 4k0, 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, 4k10, Material 4/38)	161
Abbildung 205: Kräfte in Abhängigkeit des Schneidenradius (Partikeldurchmesser 1 mm, Spandicke 2,5 mm, Spanwinkel -9,4 °, Simulation des kompletten Bohrkopfes, Simulation 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, Material 4/38)	162
Abbildung 206: Vorschubkraft und Drehmoment in Abhängigkeit des Spanwinkels (Simulation 4k11, 4k5, 4k12, Material 4/38)	162
Abbildung 207: Bohrkopf mit einzelnen Schneidelementen	163
Abbildung 208: a) Einzelkräfte und b) Einzelmomente bei der Simulation des Bohrversuchs 4k7b (BK = Bohrkopf ohne Schneidelemente), die Nummerierung kennzeichnet die drei Schneiden des Bohrkopfes (Material 4/38)	166
Abbildung 209: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 1 (Simulation 4k15, Material 4/38)	167
Abbildung 210: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 2 (Simulation 4k14b, Material 4/38)	167
Abbildung 211: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 3 (Simulation 4k16, Material 4/38)	167

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Eigenschaften vom verwendeten Kalkstein [Inkman 1982]	32
Tabelle 2: Effekt des Schneidenabstandes auf die Eindringung der Tunnelbohrmaschine [Gong et al. 2006a]	37
Tabelle 3: Eigenschaften von Postaer Sandstein	74
Tabelle 4: Mikromechanische Gesteinsparameter der Blöcke in UDEC	74
Tabelle 5: Mikromechanische Gesteinsparameter der Verbindungen in UDEC	74
Tabelle 6: Eigenschaften des Betonsteins	83
Tabelle 7: Mikromechanische Gesteinsparameter der Blöcke in UDEC	84
Tabelle 8: Mikromechanische Gesteinsparameter der Verbindungen in UDEC	85
Tabelle 9: Eigenschaften von Postaer Sandstein	102
Tabelle 10: Kalibrierung Modelltyp 1 (Verwendung von Kontaktbonds)	104
Tabelle 11: Kalibrierung Modelltyp 1 (Verwendung von Kontaktbonds, Gaußverteilung)	104
Tabelle 12: Kalibrierung Modelltyp 2 (Parallelbonds)	107
Tabelle 13: Kalibrierung Modelltyp 3	109
Tabelle 14: Kalibrierung Modelltyp 4	111
Tabelle 15: Durchgeführte Versuche am Schneidprüfstand	126
Tabelle 16: Parameter bei verschiedenen Simulationen	130
Tabelle 17: Parameter verschiedener Simulationen	133
Tabelle 18: Materialgesetze bei den verschiedenen Simulationen	134
Tabelle 19: Mittlere Kräfte/ Momente ab der 2. Umdrehung bei verschiedenen Modellen	154
Tabelle 20: Simulation von Bohrversuchen mit Parallelbonds und einer Kornstruktur	159
Tabelle 21: Vergleich eines simulierten Bohrversuches mit einem Schneid- und einem Bohrversuch im Labor bei einer Spandicke von ≈ 2 mm	164
Tabelle 22: Vergleich eines simulierten Bohrversuches mit einem Schneid- und einem Bohrversuch im Labor bei einer Spandicke von ≈ 1 mm	165
Tabelle 23: Einzelmomente und -kräfte bei der Bohrsimulation 4k7b	166
Tabelle 24: Drehmomente beim Fehlen einzelner Schneidelemente	167
Tabelle 25: Vorschubkräfte beim Fehlen einzelner Schneidelemente	168
Tabelle 26: Entferntes Bohrklein bei einer halben Umdrehung beim Fehlen einzelner Schneidelemente	168

Symbolverzeichnis

A	Querschnittsfläche	P'_{NF}	P_{NF} unter Reibung
A_c	Spanungsquerschnitt	P_{NS}	Zerspangkraftkomponente senkrecht zur Spanfläche
c	Kohäsion	P'_{NS}	P_{NS} unter Reibung
d	Durchmesser der Probe	r	Partikelradius
E	E-Modul	s	Schnittbreite
E^*	Ziel-E-Modul der Probe	Δs	Wegdifferenz
E_c	E-Modul des Kontaktes	s_{bond}	Kontaktfestigkeit in Scherrichtung
\bar{E}_c	E-Modul des Parallelbonds	t	Eindringtiefe
F	Zerspangkraft	Δt	Zeitschritt
F_a	Aktivkraft	t_H	Ausheilzeit
F_c	Schnittkraft	\dot{u}	Geschwindigkeit des Knotenpunktes
F_{cn}	Materialfestigkeit in Normalrichtung	V_c	Verhältnis von Normal- zu Schersteifigkeit
F_{cs}	Materialfestigkeit in Scherrichtung	v_c	Schnittgeschwindigkeit
F_f	Vorschubkraft	v_f	Vorschubgeschwindigkeit
F_{max}	maximale Kraft	W	Energieverbrauch
F_p	Passivkraft	Δz_{min}	Zonengröße
f_z	Zustellung (Schnitttiefe)	α	Freiwinkel
G	Schubmodul	α	Parameter
h	Höhe der Probe	β	Keilwinkel
j_{kn}	Normalsteifigkeit der Verbindungen in UDEC	β	Parameter
j_{ks}	Schersteifigkeit der Verbindungen in UDEC	γ	Spanwinkel
K	Kompressionsmodul	γ	Parameter
k	Steifigkeit des Kontaktes	$\bar{\delta}$	Parameter
k^A	Steifigkeit Partikel A	ε	Kraftangriffswinkel
k^B	Steifigkeit Partikel B	κ	Mohr-Coulomb-Festigkeitsparameter
k_c	spezifische Schnittkraft	μ	Reibungskoeffizient
k_f	spezifische Vorschubkraft	v	Querdehnzahl
k_n	Normalsteifigkeit der Partikel	v^*	Ziel-Querdehnzahl der Probe
\bar{k}_n	Normalsteifigkeit des Parallelbonds	ρ	Reibungswinkel zwischen Werkzeug und Gestein
k_s	Schersteifigkeit der Partikel	σ	Normalspannung
\bar{k}_s	Schersteifigkeit des Parallelbonds	σ_D	einaxiale Druckfestigkeit
L	Länge des Balkens	σ_D^*	Ziel-Druckfestigkeit der Probe
m	Masse des Knotenpunktes	σ_{SpZug}	Spaltzugfestigkeit
n_{bond}	Kontaktfestigkeit in Normalenrichtung	σ_I	maximale Hauptspannung
P_{NF}	Zerspangkraftkomponente senkrecht zur Freifläche	σ_{II}	minimale Hauptspannung
		τ	Scherspannung
		φ	Reibungswinkel im Gestein

1 Einleitung

Die beim Gesteinsschneiden wirkenden Mechanismen zu verstehen und eine zuverlässige Modellierungsstrategie zu entwickeln, ist eine wichtige Voraussetzung für den effektiven Einsatz von Bohr- und Schneidtechniken in der Öl- und Gasförderung, dem Kohle- und Erzbergbau, dem Tunnelbau und dem Hohlraum- bzw. Kavernenbau [Mendoza et al. 2010].

Gesteinsschneidtests im Labor sind die erfolgreichste, zuverlässigste und effizienteste Methode, um die Wechselwirkung zwischen Werkzeug und Gestein zu ermitteln und die Kräfte auf das Werkzeug abzuschätzen [Su & Akcin 2011]. Obwohl die Schneidtests viel Zeit und teure Arbeitsabläufe erfordern, können die daraus erhaltenen Werkzeugkräfte als zuverlässige Eingangsparameter für das Design und die Wahl der Maschine benutzt werden. Außerdem können theoretische und empirische Modelle für die Abschätzung der Werkzeugkräfte benutzt werden, ohne dass eine Versuchsanlage nötig ist.

Obwohl verschiedene Methoden benutzt werden, um die Werkzeugkräfte vorherzusagen, zeichnet sich in zunehmendem Maße ab, dass die numerische Modellierung eine schnellere, billigere, physikalisch fundierte und mehr ins Detail gehende Performancevorhersage erlaubt. Die Diskrete-Elemente-Methode (DEM) ist dabei eine der besten Werkzeuge, um Desintegrationsprozesse im Gestein zu simulieren. Sie hat vor allem den Vorteil, die Schneidparameter systematisch variieren zu können.

Gestein kann als ein heterogenes Material, bestehend aus zementierten Körnern, betrachtet werden [Potyondy & Cundall 2004]. In sedimentärem Gestein wie Sandstein existiert tatsächlich ein Zement (z.B. Calcit oder Quarz), während in kristallinem Gestein wie Granit die Verzahnung zwischen den Körnern als fiktiver Zement betrachtet werden kann. Gesteine sind heterogene Materialien mit Schwächeflächen, Poren und Mikrorissen. Diese Aspekte sollten beachtet werden, wenn man die Gesteinszerstörung beim Bohren bzw. Schneiden simulieren will. Eine Vielzahl von Einflussgrößen wie Eigenspannungen, Deformierbarkeit und Festigkeit der Gesteinskörner und des Zementes, Korngröße, Kornform, Kornpackung und Grad der Zementierung sind zu berücksichtigen.

Computermodelle von Gesteinen können in zwei Kategorien eingeteilt werden, je nachdem wie Bruch- und Schädigungsprozesse repräsentiert werden: direkt oder indirekt [Potyondy & Cundall 2004]. Die meisten indirekten Modelle idealisieren das Material als ein Kontinuum und reduzieren die Festigkeit des Materials, um Mikrostrukturschäden zu repräsentieren. Die meisten direkten Ansätze betrachten das Material als ein Zusammenwirken von Strukturelementen wie z.B. Federn bzw. Partikeln. In dieser Arbeit werden ausschließlich direkte Modelle angewandt.

In den Abschnitten 2 und 3 wird der Stand der Wissenschaft und Technik dargestellt. Sie basieren auf einer Literaturanalyse. Die Abschnitte 4 und 5 sind eigene Arbeiten.

2 Grundlagen der Gesteinszerstörung

Im Gegensatz zur Zerstörung bzw. Bearbeitung anderer fester Körper wie Metallen oder Kunststoffen besteht die Schwierigkeit bei der Gesteinszerstörung darin, dass Festgesteine meist größere Inhomogenitäten und Anisotropien und somit große Festigkeitsunterschiede aufweisen [Arnold 1993]. Außerdem wirken sich Druck, Temperatur und durch geologische Prozesse verursachte Beanspruchungen ebenfalls auf die Eigenschaften des Gesteins aus. Daher ist es kompliziert, für die Zerstörung des Gesteins die Parameter festzulegen, die einen optimalen Bohrprozess gewährleisten.

Um Energie und Verschleiß zu minimieren, sollte das Gestein nur so weit zerstört werden, dass es noch ohne Schwierigkeiten aus dem Bohrloch ausgefördert werden kann. Bei der Gesteinszerstörung wirken im Wesentlichen Druck- oder Scherbeanspruchungen. Da Scher- und Zugfestigkeiten von Gesteinen deutlich geringer als deren Druckfestigkeiten sind, wäre es günstiger, Gesteine bei ihrer Zerstörung vorwiegend abscherend bzw. spaltend zu beanspruchen. Dies ist jedoch bei den gegenwärtigen Technologien nur teilweise möglich.

Steinberg & Raschka [2008] berichten, dass sich Energieverbrauch und Werkzeugverschleiß verringern lassen, indem man das Gestein hinterschnet (dabei wird die Zugfestigkeit des Gesteins überwunden) und gleichzeitig das Werkzeug aktiviert (überlagerte Schwingbewegung).

2.1 Die mechanische Gesteinszerstörung beeinflussende Faktoren

Druck- und Zugfestigkeit

Die Druckfestigkeit gilt in festen, impermeablen oder gering permeablen und nicht plastischen Gesteinen als Orientierungsgröße für zu wählende Bohrwerkzeuge, das anzuwendende Bohrregime und zu erwartende Bohrgeschwindigkeiten, da die Gesteine beim Bohren primär überwiegend auf Druck beansprucht werden [Arnold 1993]. Sowohl bei Druck- als auch bei Scherbelastung treten bei Erreichen der Grenzzustände makroskopische Scherbrüche auf. Demzufolge wird bei diesen Belastungsarten die Scherfestigkeit erreicht bzw. überschritten. Alternativ kann Gesteinsdesintegration auch bei Überschreiten der Zugfestigkeit auftreten. In diesem Fall wird die Zugfestigkeit erreicht. Die Zugfestigkeit beträgt nur etwa 1/5 bis 1/10 der Druckfestigkeit. Mikroskopisch betrachtet, bestimmt meist eine Kombination Zug- und Scherrissen den Desintegrationsprozess des Gesteins beim Bohren bzw. Schneiden.

Härte

Die Härte ist bei der Beurteilung der Bohrbarkeit der Gesteine sehr wichtig, da die Härteprüfverfahren und die Beanspruchung des Gesteins beim Bohren sehr ähnlich sind. Bei Gesteinen wird oft die Schreiner-Härte verwendet. Dabei wird ein Stahlstempel mit einer genormten kreisrunden Oberfläche in eine Gesteinsprobe eingedrückt und die Kraft gemessen, bei der die Elastizitätsgrenze überschritten wird. Durch die Zerstörung der Gesteinsprobe tritt am Druckmessgerät ein deutlicher Druckabfall auf. Die gemessene Druckgröße, bezogen auf 1 mm² Gesteinsfläche, ist die Schreiner-Härte H_{Sch} .

Andere Prüfverfahren umfassen die Verfahren nach Brinell, Vickers und Rockwell. Bei der Härteprüfung nach Brinell wird eine Kraft auf eine Kugel aus Hartmetall aufgebracht, so dass sie in das Werkstück eindringt. Anschließend wird der Durchmesser des bleibenden Eindrucks gemessen und die Oberfläche des Eindrucks bestimmt. Die Härte ergibt sich dann aus der Prüfkraft und der Fläche. Bei der Härteprüfung nach Vickers dringt eine Diamantpyramide in das Werkstück ein. Die Härte

ergibt sich aus der Oberfläche des Eindrucks. Bei der Härteprüfung nach Rockwell C dringt ein Kegel aus Diamant, bei Rockwell B eine Kugel aus Hartmetall zunächst mit einer Vorkraft, dann mit der Hauptkraft und schließlich wieder nur mit der Vorkraft in die Probe ein. Die Härte ergibt sich aus der Differenz der Eindringtiefe bei der Vorkraft vor und nach dem Auflegen der Hauptlast.

Abriebfestigkeit

Die Abriebfestigkeit ist eine Kenngröße für den Widerstand von Gesteinen gegen eine schleifende und reibende Beanspruchung. In der Bohrtechnik kann diese Form der Gesteinszerstörung dann nicht ausgeschlossen werden, wenn das Bohrwerkzeug nicht ausreichend Zeit hat, in das Gestein einzudringen, z.B. bei hohen Drehgeschwindigkeiten und/oder bei einer zu niedrigen Belastung des Bohrwerkzeuges. Die Gesteinszerstörung durch Abrieb sollte möglichst vermieden werden, da hierbei das Verhältnis von entferntem Gestein zu Verschleiß deutlich ungünstiger ist als bei der volumetrischen Gesteinszerstörung, bei der das Bohrwerkzeug tiefer in die Bohrlochsohle eindringt.

Abrasivität

Die Abrasivität ist die Eigenschaft eines Gesteines, beim Bohren am Bohrwerkzeug einen mehr oder weniger groben Verschleiß auszuüben. Ein hoher Verschleiß bedeutet, dass das Bohrwerkzeug oft ausgewechselt werden muss. Während des Aus- und Einbaus des Bohrgestänges muss das Bohren unterbrochen werden. Außerdem fallen bei teuren Bohrköpfen auch die Kosten für neue Bohrköpfe ins Gewicht.

Ein Gestein ist umso abrasiver, je höher sein Quarzgehalt ist. Es kommt auch darauf an, ob der Quarz amorph oder kristallin vorliegt, wie groß die Quarzkristalle sind und mit welchem Bindemittel sie verkittet sind. Der Verschleiß wird zudem von der Wahl des Bohrwerkzeuges und den technischen Faktoren beeinflusst.

Abrasiver Verschleiß tritt sowohl auf, wenn eine harte, raue Oberfläche Furchen in eine weichere Oberfläche schleift, als auch wenn sich harte Partikel zwischen beiden Oberflächen befinden und Material abgerieben wird [Hood & Alehossein 2000]. Der abrasive Verschleiß tritt nur auf, wenn die Härte des Gesteins höher ist als die des Werkzeuges.

Der Cerchar Abrasivitätsindex (CAI) ist einer der am weitesten verbreiteten Gesteinsabrasivitätstests [Yaralı et al. 2013]. Der CAI wird benutzt, um die Lebensdauer von Schneidelementen von Abbaumaschinen abzuschätzen. Es gibt zwei Typen von Apparaten: Den originalen Testapparat und den West-Apparat. In beiden Fällen wird eine Gesteinsprobe in einem Schraubstock gehalten, auf eine Stahlnadel wird auf der Oberfläche eine Belastung von 70 N angelegt und auf eine Entfernung von 10 mm gekratzt. In der Originalanordnung wird die Stahlnadel über die Gesteinsoberfläche (frisch gebrochen oder herausgesägt) gekratzt, indem man den Testhebel bewegt, während in der West-Apparatur eine Handkurbel die Probe unter der Nadel bewegt. Die Prozedur wird fünfmal wiederholt, um einen sinnvollen Mittelwert der Gesteinsabrasivität zu erhalten.

Die Abrasivität des Gesteins erhält man, indem man den Verschleiß an der Spitze der Stahlnadel unter einem Mikroskop misst. Die Einheit der Abrasivität wird als eine Verschleißfläche von 0,1 mm Durchmesser definiert. Die Nadeln sollten vor jedem Test neu geschärft werden.

Tests mit verschiedener Kratzlänge zeigten, dass während der anfänglichen horizontalen Bewegung der Nadel (≈ 1 mm) die Kegelspitze durch das Eigengewicht und den Widerstand zur horizontalen Bewegung deformiert wird. Dadurch formt sich eine

flach endende Spitze. Dieser flache Bereich hängt nicht von der Menge des abrasiven Materials im Wirtsgestein ab. Es wird gänzlich bedingt durch Deformation und Scherversagen an der Spitze der Nadeln. Beobachtungen zeigten, dass der bei 1 mm Gleitdistanz ermittelte Cerchar-Index etwa zwei Drittel des finalen Cerchar-Indexes entspricht. Nur etwa 30 % des Cerchar-Index kann auf den Abrasionseffekt der finalen 9 mm Gleitdistanz zurückgeführt werden.

Es liegt eine gute Korrelation zwischen dem Cerchar-Abrasivitätsindex und dem Produkt aus Verformungsmodul und äquivalentem Quarzgehalt des Gesteins vor [Plinninger 2002]. Dies bedeutet, dass der CAI vor allem von der elastischen Verformbarkeit des Gesteins und seinem Gehalt an verschleißenden Mineralien abhängig ist. Es kann kein signifikanter Zusammenhang zwischen dem CERCHAR-Abrasivitätsindex und dem Verschleiß von Bohrkronen und Rundschaftmeißeln erkannt werden. Allerdings kommen bei Verwendung identischer Maschinensysteme und ähnlicher geologischen Einsatzbedingungen bessere Zusammenhänge heraus.

Sprödigkeit/ Plastizität

Gesteine werden als spröde bezeichnet, wenn sich beim Eindringen eines festen Körpers oder bei Beanspruchungen durch Druck oder durch Schläge um den beanspruchten Bereich Risse bilden. Dadurch wird das Gestein aufgelockert und die weitere Gesteinszerstörung begünstigt.

Tongesteine sowie Sedimentgesteine mit tonigem Bindemittel sind von Natur aus plastisch. Daneben weisen z.B. Salzgesteine speziell in größeren Teufen eine mehr oder weniger große Plastizität auf. Das Bohrloch kann sich bei starker Plastizität ohne geeignete Spülung verengen bis hin zum Festwerden des Bohrstranges.

Phasen der Gesteinszerstörung

In Abhängigkeit von den Gesteinseigenschaften und der Druckbelastung treten folgende Einzelphasen auf (Abbildung 1):

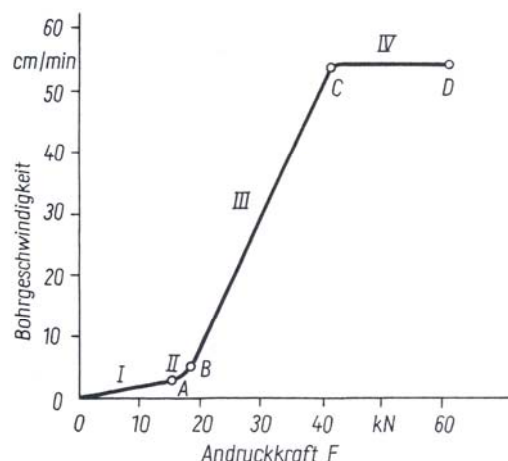


Abbildung 1: Einzelphasen bei der Zerstörung elastisch-spröder Gesteine [Arnold 1993]

Im Bereich I (niedriger Andruck) ist die Eindringgeschwindigkeit gering und der Verschleiß an den Werkzeugen hoch. Es handelt sich überwiegend um Oberflächenverschleiß. Eine große Erhöhung des Druckes führt zu einer geringen, linearen Zunahme der Eindringgeschwindigkeit.

Bereich II ist eine Zwischenzone mit nichtlinearem Verlauf (oft als volumetrische Gesteinszerstörung bezeichnet). Es ist eine Mischung aus den Bereichen I und III.

Im Bereich III dringt das Werkzeug mit relativ geringem Aufwand in das Gestein ein, das mit maximaler Geschwindigkeit zerstört wird. Der Verlauf ist linear, wenn ein unverzüglicher Abtransport des erbohrten Gesteins ohne Nachzerkleinerung gewährleistet ist. Der Verschleiß ist kleiner als in Phase I. Dieser Bereich ist der günstigste, hängt allerdings von den gegebenen Bedingungen ab und muss ermittelt werden.

Bei einer weiteren Erhöhung der Belastung steigt die Bohrgeschwindigkeit nicht mehr wesentlich an (Bereich IV). Es wird angenommen, dass das Bohrwerkzeug aufgrund seiner Form einen Grenzwert der Eindringtiefe und der Eindringgeschwindigkeit nicht überschreiten kann.

Schwellendruck

Der Schwellendruck ist der Druck, bei dem die Zerstörung des Gesteins einsetzt. Vorher wird mit der Erhöhung der Spannungen das Gestein örtlich plastisch, es bilden sich Mikrorisse und schließlich kommt es vor allem bei spröden Gesteinen zum Abplatzen von Gesteinssplintern und zur Bildung eines mehr oder weniger großen Kraters. Dieser Krater besitzt außer bei ausgesprochen plastischen Gesteinen ein größeres Volumen als das in das Gestein eingedrungene Bohrelement. Der Schwellendruck ist bei vielen Gesteinen etwa 5 – 20-mal größer als die Druckfestigkeit des Gesteins.

Der benötigte Schwellendruck hängt auch von der Form der Bohrelemente ab. Wenn z.B. die spitzen Zähne eines Rollenmeißels abgenutzt sind, muss auch die Belastung des Bohrwerkzeuges erhöht werden, um den Schwellendruck zu erreichen. Haben die gesteinszerstörenden Elemente eine größere, z. B. abgerundete Oberfläche, wie etwa die Hartmetallstifte von Warzenrollenmeißeln, muss von vornherein das Bohrwerkzeug höher belastet werden.

Kontaktzeit

Die Kontaktzeit ist die Zeit, während der das Bohrelement (Rollenmeißelzahn, Hartmetallstift, Einzeldiamant) auf der Bohrlochsohle in das Gestein eindringt und einen Krater ausbrechen kann. Die erforderliche Kontaktzeit hängt von der Gesteinsfestigkeit und der Druckbelastung auf das Bohrelement ab. Ist die Kontaktzeit zu klein, so kann das Bohrelement selbst bei ausreichendem Andruck nicht ausreichend tief in das Gestein eindringen, und es wird nur Bereich II des Gesteinszerstörungsprozesses erreicht. Wählt man die Kontaktzeit zu groß, dann wird auch der Bereich IV erreicht, womit der Wirkungsgrad sinkt und der Verschleiß steigt.

Diese Zusammenhänge lassen sich durch Wahl der richtigen Bohrregimefaktoren, Bohrwerkzeugbelastung und Drehzahl des Bohrwerkzeuges steuern.

Benetzbarkeit und Wasserbindevermögen

Wasserbasierte Bohrspülungen können die Gesteinszerstörung beeinflussen. Bei Gesteinen, die kein Wasser unter Quellung aufnehmen, sorgt das Wasser für eine Aufbrechwirkung innerhalb der Mikrorisse, was die Bohrbarkeit verbessert. In Tonsteinen kann Wasser dagegen aufgenommen werden, so dass Bohrlochverengungen auftreten (Quellen). Außerdem kann durch Aufweichung und Plastifizierung des Gesteins die Gesteinszerstörung erheblich gestört werden.

Spannungszustand

Das Gestein steht mit zunehmender Teufe unter höherem Druck. Das Gestein befindet sich in einem dreiachsigen Spannungszustand. Sowohl durch tektonische Einflüsse wie Hebungen, Senkungen und Faltungen als auch durch bergmännische oder bohrtechnische Arbeiten wird dieser Zustand gestört und es bilden sich neue Gleich-

gewichtszustände aus. Je größer die mechanische Festigkeit eines Gesteins unter atmosphärischen Bedingungen ist, um so weniger erhöht sich die Festigkeit unter Spannung in der Tiefe, und um so weniger wird die Bohrbarkeit vom Spannungszustand beeinflusst. Bei kleiner natürlicher Festigkeit beeinflusst die Spannung die Gesteinszerstörung negativ. Unverfestigte Sande verhalten sich z.B. beim Bohren in Teufen von 5000 m ähnlich wie fester Sandstein. Bei Salzgesteinen, Tongesteinen und Sandsteinen mit tonigen Bindemitteln verursacht der Spannungszustand ein mehr oder weniger plastisches Verhalten und erschwert damit die Gesteinszerstörung. Vor allem bei weichen bis mittelharten Gesteinen wirkt sich der Spannungszustand des Gesteins negativ bei der Gesteinszerstörung aus. Um jeden Hohlraum bildet sich eine druckentspannte Zone. Je nach Gesteinseigenschaften kann sich diese als Auflockerung auswirken, die z.B. zu Nachfall aus den Bohrlochwänden führen kann, oder als plastische Verformung, die zu einer Verengung des Hohlraumes und zur Bildung von Mikrorissen führen kann. Um diese Erscheinungen zu beherrschen, muss man Bohrspülungen mit hoher Dichte einsetzen, was wiederum die Bohrlochsohlenreinigung erschwert und damit die Bohrgeschwindigkeit reduziert.

Porosität und Permeabilität

Gesteine mit einer primären (Porenraum) und/oder sekundären Porosität (Klüfte) können eine signifikante Permeabilität aufweisen. Der Porenraum ist meist mit Fluid (z.B. Wasser, Gas, Öl) gefüllt. Vor allem beim Bohren in tieferen permeablen Schichten kommt es zu einer Wechselwirkung zwischen dem Spülungsdruck und dem Druck der Fluide in den Poren und Kluft Hohlräumen der Gesteine. Je nachdem, welcher Druck höher ist, kann entweder Spülflüssigkeit in die bohrlochnahe Zone eindringen oder Porenflüssigkeit oder Gas ins Bohrloch eindringen, was beides vermieden werden sollte.

Der Porendruck kann die Gesteinszerstörung auch unterstützen. Nähert sich das Bohrwerkzeug den Poren, so hilft der Porendruck, das Gestein aufzubrechen, wobei sich der Porendruck entspannt. Dies klappt allerdings nur, wenn der auf der Bohrlochsohle lastende Spülungsdruck nicht wesentlich größer ist als der Porendruck. Der jeweilige Druckunterschied zwischen Spülungsdruck und Porendruck wird als Differenzdruck bezeichnet. In der modernen Bohrtechnik ist man bestrebt, mit möglichst kleinem Differenzdruck zu bohren. Spülungsverluste oder Eintritt von Porenfluiden ins Bohrloch treten dann kaum auf, wenn die Schichten nur gering permeabel sind. Dann können sowohl bei positiven als auch bei negativen Druckverhältnissen zwischen Bohrspülung und Porenhalt keine größeren Zu- oder Abfließbewegungen eintreten, da die geringe Permeabilität einen hohen Strömungswiderstand zur Folge hat.

Bohrbarkeit

Unter der Bohrbarkeit wird der Gesamtwiderstand verstanden, den das Gestein seiner Zerstörung entgegensetzt. Es existieren Bohrbarkeitstabellen für verschiedene Gesteine. Außerdem sind Prüfverfahren entwickelt worden, um einen Bohrleistungsindex DRI (Drilling Rate Index) zu ermitteln, welcher exakter ist als die Angaben aus den Bohrbarkeitstabellen.

Der DRI wird aus zwei Labortests ermittelt: Dem Sprödheitsindex S_{20} und dem Sievers' J-Wert SJ [Bruland 1998]. Der Sprödheitstest gibt an, wie das Gestein dem Zerbrechen durch wiederholte Einschläge widersteht. Er wird ermittelt, indem zunächst das Gestein in einen Brecher kommt. Anschließend wird das Material gesiebt und nur das Material weiterverwendet, welches eine Korngröße zwischen 11,2 mm und 16,0 mm hat. Auf dieses Gestein wird ein Gewicht von 14 kg 20x fallengelassen.

Der Sprödheitsindex S_{20} ist der Prozentsatz des Materials, das anschließend durch das Sieb mit einer Maschenweite von 11,2 mm fällt. Der Sievers' Miniaturbohrtest liefert einen Wert für die Oberflächenhärte des Gesteins. Der Gesteinsblock liegt auf einem Wolframkarbidbohrer mit einer Kante am oberen Ende (wie bei einem Schlitz-Schraubendreher, Durchmesser 8,5 mm) auf und wird mit einem Gewicht von 20 kg belastet. Die Bohrtiefe nach 200 Umdrehungen ist der Sievers' J-Wert. Der DRI wird aus dem Sprödheitsindex S_{20} und dem Sievers' J-Wert aus einem Diagramm abgelesen. Er steigt mit beiden Werten.

Neben dem DRI gibt es auch einen Bohrmeißel-Verschleißindex BWI (Bit Wear Index) und einen Index für die Lebensdauer des Schneidelementes CLI (Cutter Life Index).

In [Thuro & Käsling 2011] sind weitere Modelle für die Vorhersage der Bohrleistung und des Werkzeugverschleißes vorgestellt.

2.2 Bohrwerkzeuge

2.2.1 Anforderungen an Bohrwerkzeuge

Bohrwerkzeuge sollen das Gestein mit möglichst geringem Energieaufwand und in möglichst kurzer Zeit an der Bohrlochsohle zerstören bzw. aus seinem natürlichen Verband lösen [Arnold 1993]. Dabei sollen möglichst große, jedoch noch gut abtransportierbare Bohrkleinteile anfallen, da jede unnötige Zerkleinerung Energie benötigt. Der Verschleiß am Bohrwerkzeug soll möglichst gering sein, insbesondere bei sehr teuren Bohrwerkzeugen oder sehr tiefen Bohrlöchern, wo das Auswechseln des Bohrwerkzeuges sehr zeitaufwändig ist. Bei Bohrverfahren mit Bohrspülung sollen die Austrittsöffnungen für die Bohrspülung und die bei verschiedenen Bohrwerkzeugen vorhandenen Spülungskanäle so beschaffen sein, dass eine optimale Reinigung der Bohrlochsohle und eine gute Kühlung, Schmierung und Reinigung des Bohrwerkzeuges gewährleistet sind.

Qualität, Kosten und Lebensdauer eines Bohrwerkzeuges werden durch seine konstruktiven Merkmale sowie durch die Qualität der eingesetzten Werkstoffe bestimmt.

Die Lebensdauer eines Bohrwerkzeuges wird entscheidend beeinflusst von [Arnold 1993]:

- „der Qualität des Bohrstranges, seiner zweckmäßigen Komplettierung mit Schwerstangen, Stabilisatoren, gegebenenfalls auch Stoßdämpfern usw.,
- der optimalen Wahl der Bohrregimeparameter,
- den Eigenschaften der zu durchbohrenden Schichten, vor allem deren Härte, Abrasivität, Struktur, Klüftigkeit, vom Quarzgehalt, von der Korngröße, der Kornform und von den Bindemittleigenschaften bei Sedimentgesteinen,
- dem Richtungsverlauf des Bohrloches,
- den Eigenschaften der Bohrspülung, insbesondere ihren korrosiven Eigenschaften (bei Salzsäuren) oder ihrer erodierenden Eigenschaften (bei höherem Sandgehalt),
- der richtigen Auswahl des Bohrwerkzeuges für das zu durchbohrende Gestein,
- der Temperatur des Gesteins (in tiefen Bohrlöchern),
- den korrosiven Eigenschaften der Gesteine (Salze) oder flüssiger und gasförmiger Medien in Poren- und Klufträumen permeabler Schichten (Salzlaugen, H_2S - und weiterer korrosiver Gase).“

Bohrwerkzeuge werden in zwei Hauptgruppen unterteilt: Bohrmeißel, mit denen das gesamte Gestein an der Bohrlochsohle zerkleinert wird (Vollbohren) und Bohrkronen, mit denen ein ringförmiger Hohlraum erbohrt wird und die einen zylindrischen Gesteinskern für Untersuchungen unzerstört lassen (Kernbohren).

2.2.2 Rollenbohrwerkzeuge



Abbildung 2: Rollenmeißel [<http://spb.all.biz/de/die-rollenmeissel-g348407>]

Rollenmeißel verfügen über mit Zähnen bestückte Rollen (Abbildung 2). Bei der Rotation des Bohrkopfes rollen diese konischen Meißelrollen auf der Bohrlochsohle ab [Arnold 1993, Reich 2009, Wirth 2004]. Man unterscheidet zwischen Zahn- und Warzenmeißeln.

Zahnmeißel werden in weicheren Gesteinen eingesetzt. Sie besitzen an ihren Rollen lange Zähne. Die Rollen werden mitsamt ihren Zähnen üblicherweise aus einem massiven Metallkörper gefräst. Beim Bohren wird der Zahn möglichst tief in das Gestein eingedrückt, anschließend wird durch eine Kippbewegung das Material aus dem Verband gelöst.

Warzenmeißel werden in harten bis sehr harten Gestein verwendet. Sie sind an ihren Rollen mit kurzen, spitzen Inserts (eingefügte Stifte) aus Hartmetall bestückt. Es sind immer nur wenige Warzen gleichzeitig in Kontakt mit dem Gestein. Deshalb ist die Kraft, die die Warzen auf das Gestein ausüben, umso höher. Das spröde Gestein zerbricht unter dem Druck.

Die Meißelzähne sind so angeordnet, dass bei einer Umdrehung des Bohrkopfes alle Flächenelemente der Bohrlochsohle einmal von einem Meißelzahn beaufschlagt werden. Der Dreirollenmeißel ist der am häufigsten eingesetzte Rollenmeißel, da er einen ruhigeren Lauf hat, eine höhere Bohrgeschwindigkeit erreicht und die Bohrlochabweichungen kleiner sind als bei Bohrköpfen mit mehr oder weniger Rollenmeißeln. Rollenmeißel sind universell einsetzbar und sehr preisgünstig. Dafür beträgt die Haltbarkeit nur ein bis zwei Tage, da das Kugellager relativ schnell verschleißt.

2.2.3 Diamantbohrwerkzeuge

Diamantmeißel und Diamantkronen bestehen aus Diamanten, die in eine Stahlkrone eingepasst oder einen Hartmetallkörper eingesintert werden [Arnold 1993, Reich 2009, Wirth 2004] (Abbildung 3). Der Vorteil gegenüber Rollenmeißeln besteht darin, dass Diamantmeißel keine beweglichen Teile besitzen und daher eine wesentlich längere Lebensdauer erreichen können. Oft halten sie eine Woche und länger.

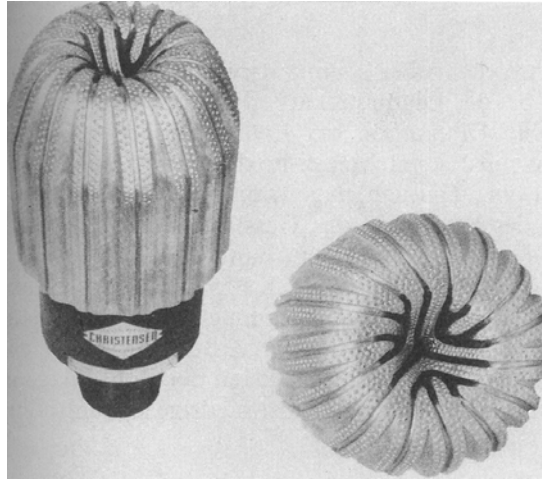


Abbildung 3: Diamantmeißel für mittelharte Gesteine mit parallel zur Meißelachse angeordneten Spülungskanälen [Arnold 1993]

Eine Alternative zu Naturdiamanten sind synthetische Diamanten. Durch einen Sinterprozess können daraus mit weiteren Materialien als Matrix, z.B. Wolframcarbid, Schneidelemente gesintert werden. Diese haben den Namen PKD (polykristalline Diamanten) bzw. PCD (polycrystallin diamond).

Diamantmeißel werden hauptsächlich dann eingesetzt, wenn sie höhere Bohrfortschritte und niedrigere Bohrmeterkosten erwarten lassen als Rollenmeißel. Wichtigste Voraussetzungen sind [Arnold 1993]:

- „mittelharte bis harte, wenig bis mäßig abrasive homogene Gesteine,
- kleine bis mittlere Bohrlochdurchmesser, weil der Bedarf an Diamanten mit wachsendem Bohrlochdurchmesser quadratisch zunimmt,
- hohe Betriebskosten der Bohranlage, wobei die Bohrwerkzeugkosten keinen entscheidenden prozentualen Anteil an den Gesamtbohrmeterkosten einnehmen,
- größere Bohrlochtiefen, bei denen der Zeitaufwand für den Bohrwerkzeugwechsel verhältnismäßig groß ist, und dabei die Zeit für das reine Bohren bemerkenswert reduziert wird.“

Bohrwerkzeuge mit PKD-Schneidelementen werden in sehr unterschiedlichen Bauformen hergestellt, wobei zwei grundsätzliche Bauformen unterschieden werden:

- Bohrwerkzeuge mit Dia-disc-Schneidelementen (plattenförmig) (Abbildung 4a)
- Bohrwerkzeuge mit Dia-block-Schneidelementen (würfelförmig oder sonstige geometrische Form) (Abbildung 4b)

Bei Dia-disc-Schneidelementen ist eine unterschiedliche Zahl von plattenförmigen Schneidelementen am Meißelkörper befestigt. Die Meißelkörper können sowohl eine flache als auch eine konisch gewölbte Oberfläche haben. Die Schneidengeometrie muss zum Erhalt einer optimalen Bohrgeschwindigkeit und hohen Lebensdauer optimiert werden. Die Einhaltung von negativen Span- und Freiwinkeln im Bereich von 10° bis 20° haben sich als günstig erwiesen. Zwischen den Schneidelementen müssen ausreichend Freiräume sein, durch die das Bohrklein ohne Nachzerkleinerung abtransportiert werden kann. Als Kaliberbesatz können sowohl natürliche Diamanten als auch PKD-Schneidelemente gewählt werden.

Bohrwerkzeuge mit Dia-bloc-Schneidelementen werden in noch vielfältigeren Bauformen produziert.

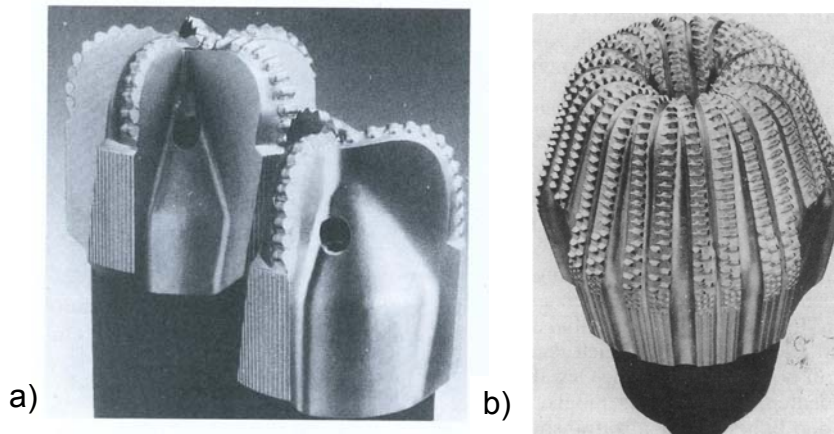


Abbildung 4: a) PKD-Dia-disc-Meißel, b) PKD-Dia-bloc-Meißel [Arnold 1993]

Eine weitere Bauform sind imprägnierte Diamantbohrwerkzeuge. Dabei sind feine Diamanten regellos in möglichst gleicher Konzentration in die Matrix eingebettet. Es werden vorwiegend synthetische Diamanten verwendet. Die Konzentration der Diamantsubstanz in der Matrix beträgt 20 – 30 %, bei gröberer Körnung ist die Konzentration größer als bei feinerer. Die weichere Matrix verschleißt, und so treten immer neue Diamantsplitter hervor und bearbeiten das Gestein. Imprägnierte Meißel werden für harte, abrasive Gesteine verwendet, die sich weder mit PKD-Meißeln noch mit Rollenmeißeln effektiv zerstören lassen. Grundsätzlich gelten folgende Regeln:

- Je härter das Gestein ist, desto weicher soll das Bohrwerkzeug (vor allem die Matrix) sein.
- Je höher die Drehzahl und Schnittgeschwindigkeit ist, desto weicher soll das Bohrwerkzeug sein.
- Bei schlechter Bohrbarkeit und gestörten Gesteinsverhältnissen soll das Bohrwerkzeug härter sein.

Für das Erreichen einer hohen Lebensdauer des Bohrwerkzeuges und einer hohen Bohrgeschwindigkeit sollte mit einer hohen Schnittgeschwindigkeit gebohrt werden, welche zwischen 2 m/s (800 U/min bei $D=46$ mm) und 5 m/s liegen sollte.

Die Bohrwerkzeugbelastung darf nicht zu hoch sein, da sonst die Bohrspülung nicht mehr zwischen Bohrlochsohle und Bohrwerkzeug eindringen und das Bohrklein abtransportieren sowie das Bohrwerkzeug kühlen kann. Der Verschleiß kann dann extrem hoch werden. Bei einer zu niedrig gewählten Bohrwerkzeugbelastung wird der Bohrfortschritt zu niedrig, und die Diamantsubstanz wird poliert.

2.2.4 Hartmetallwerkzeuge

Hartmetallbohrwerkzeuge werden hauptsächlich als Bohrkronen angefertigt [Arnold 1993]. Sie sind wesentlich billiger als Diamantbohrwerkzeuge, erreichen jedoch bei weitem nicht die hohe Lebensdauer und auch nicht die gleiche Bohrgeschwindigkeit. Sie sind gut geeignet für das Bohren in mittelharten bis harten Gesteinen. Sie werden auch vorrangig in der oberflächennahen Erkundung von Lockergesteinen und von bindigen und mittelharten, gestörten Gesteinen eingesetzt.

Die Hartmetalle der Bohrkronen bestehen aus einem Gemisch von Carbiden hitzebeständiger Metalle und einem Bindemittel, z.B. Wolframcarbid und Kobalt. Die Hartmetallstifte oder Hartmetallscheiben sind in den Kronenkörper eingelötet oder eingeklebt. Bei Hartmetallstiften hat sich ein achteckiger Querschnitt durchgesetzt. Dabei ist es zweckmäßig, die Hartmetallstifte mit 10° Neigung einzubringen. Dies begünstigt das Selbstschärfen, die Bohrgeschwindigkeit bleibt weitgehend gleich und die Lebensdauer verbessert sich. Des Weiteren gibt es auch Corboritkronen, bei de-

nen die Schneidelemente aus gestoßenen, scharfkantigen Hartmetallstücken mit der Korngröße von 2 bis 5 mm bestehen. Mit ihnen werden durch höhere Drehzahlen höhere Bohrleistungen als mit konventionellen Hartmetallkronen erzielt.

2.2.5 Auswahl und Einsatz des Bohrmeißels

Zunächst muss entschieden werden, ob ein Diamantmeißel oder ein Rollenmeißel verwendet wird. Dies hängt von den Eigenschaften der zu durchbohrenden Gesteine, der zu erwartenden Bohrgeschwindigkeit, der Lebensdauer des jeweiligen Bohrwerkzeuges, dem Preis sowie Teufe und Durchmesser des Bohrloches ab [Arnold 1993, Reich 2009]. Diamantmeißel kosten wesentlich mehr als Rollenmeißel, halten dafür auch länger. Auf Bohrrinseln, die hohe feste Kosten verursachen, nimmt man lieber den teureren Diamantmeißel. Dadurch muss der Meißel nicht so oft gewechselt werden, was jedesmal einen langwierigen Aus- und Einbau des Bohrgestänges erforderlich macht. An kostengünstigen Landbohranlagen nimmt man eher den billigeren Rollenmeißel. Innerhalb der Gruppe der Rollen- bzw. Diamantbohrwerkzeuge muss dann der passende Bohrwerkzeugtyp ausgewählt werden.

Bei der Wahl der Bohrparameter geht es nicht nur um die Erreichung hoher Bohrgeschwindigkeiten, sondern auch um die Standzeit, den Diamantverbrauch, den prozentualen Kerngewinn bei Kernbohrungen, den Bohrverlauf und die Kaliberhaltigkeit des Bohrloches.

Die Vorgänge bei der Gesteinszerstörung mit Diamantmeißeln sind folgende:

Bei harten, elastisch-spröden Gesteinen lösen die runden Diamantkörner die Gesteinsteilchen brechend und abscherend aus der Bohrlochsohle ab. Das Diamantkorn dringt in das Gestein ein und es entsteht ein Spannungszentrum. Durch die Bewegung des Diamanten wird das Material vor dem Diamanten abgescher, sobald die Scherfestigkeit überschritten wird. Hinter dem Diamantkorn kommt es zur Druckentlastung. Hier gelangt das gebrochene aufgelockerte Gestein an die Oberfläche der Bohrlochsohle, und es entstehen Risse. Diese erleichtern das Abscheren des Gesteins durch den folgenden Diamanten. Wird die Gesteinsfestigkeit stark überschritten, so bildet sich eine Furche, die zwei- bis viermal breiter sein kann als die Querschnittsfläche des Diamanten. Ein Diamant mit runder, glatter Oberfläche ist am geeignetsten. Die Reibung und damit die Erwärmung sind am geringsten und er widersteht der hohen Druckbelastung ohne zu spalten am besten. Vergleichbar ist auch die Wirkungsweise der PKD-Schneidelemente. Abbildung 5 zeigt das Wirkprinzip eines Rollenmeißelzahnes, eines Einzeldiamanten und eines PKD-Elementes. Die Tiefe der Gesteinsauflockerung kann das Zwei- bis Fünffache der Eindringtiefe des Diamanten betragen.

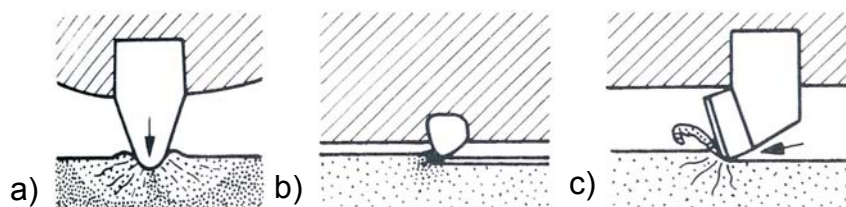


Abbildung 5: Wirkungsweise verschiedener Bohrelemente: a) Rollenmeißelzahn, b) Einzeldiamant, c) PKD-Schneidelement [Arnold 1993]

Elastisch-plastische Gesteine werden rein abscherend zerstört. Es entsteht eine Furche, die nicht größer als die Querschnittsfläche des Diamanten ist. Hier sollte ein Diamant mit scharfen Kanten eingesetzt werden und mit relativ geringer Bohrwerkzeugbelastung und hoher Drehzahl gebohrt werden.

Beim ausreichenden Spülen wächst in fast allen Gesteinen die mechanische Bohrgeschwindigkeit mit der Erhöhung der Drehzahl.

2.3 Gestaltung des Bohrprozesses

Das optimale Bohrregime besteht aus der Wahl solcher Parameter, dass bei Erreichen maximaler Bohrgeschwindigkeit minimale Kosten entstehen [Arnold 1993]. Bei bestimmten Bohrungen können auch andere Schwerpunkte im Vordergrund stehen, z.B. bei Rettungs- und Erkundungsbohrungen. Die Bohrparameter können in mechanische und hydraulische Parameter unterteilt werden. Mechanische Parameter sind die Bohrwerkzeugbelastung, Drehzahl und das Drehmoment. Hydraulische Parameter sind z.B. Aufstiegsgeschwindigkeit der Spülung und Spülungsdruck.

Die Gestaltung des optimalen Bohrregimes zielt nicht nur darauf ab, eine möglichst hohe Bohrgeschwindigkeit zu erreichen, sondern auch, teilweise sogar vorrangig, eine möglichst hohe Lebensdauer des Bohrwerkzeuges zu gewährleisten.

Bohrwerkzeugbelastung

Die Bohrwerkzeugbelastung hat den größten Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit. Bei vollkommener Bohrlochsohlenreinigung besteht in Abhängigkeit von den Gesteinseigenschaften, den Abmessungen des Bohrloches und der bohrtechnischen Ausrüstung eine lineare bis quadratische Zunahme der Bohrgeschwindigkeit mit zunehmender Bohrwerkzeugbelastung. Bei unvollkommener Bohrlochsohlenreinigung liegt nur für geringe Bohrwerkzeugbelastung eine lineare Zunahme der Bohrgeschwindigkeit vor. Bei höherer Belastung steigt die Bohrgeschwindigkeit geringer an und sinkt bei hoher Belastung schließlich. Der größte Teil der Energie wird dann zur Nachzerkleinerung des auf der Bohrlochsohle befindlichen Gesteins aufgebraucht. Weiterhin wird die maximal mögliche Andruckkraft durch Erreichen der maximal möglichen Eindringtiefe des Bohrelementes am Bohrwerkzeug begrenzt.

Drehzahl

Die Drehzahl muss auf die Bohrwerkzeugbelastung abgestimmt sein. Sie spielt vor allem bei Bohrelementen, die von der Bohrlochsohle abheben, z.B. den Zähnen eines Rollenmeißels, eine entscheidende Rolle. Das Bohrelement muss ausreichend Zeit zur Verfügung haben, in das Gestein einzudringen. Die Eindringtiefe hängt zum einen von der Höhe des Bohrelementes und zum anderen von der Härte des Gesteins ab. In harten Gesteinen dringt das Bohrelement langsamer ein als in mittelharten und weiche Gesteine.

Die Schnittgeschwindigkeit ist außen am höchsten. Die Drehzahl ist dann optimal, wenn bei gleichbleibender Bohrwerkzeugbelastung bei einer weiteren Erhöhung der Drehzahl die Bohrgeschwindigkeit nicht oder nur noch unwesentlich zunimmt.

Drehmoment

Das Drehmoment und die Bohrwerkzeugbelastung stehen in linearem Zusammenhang. Die Drehzahl hat bei festen und spröden Gesteinen bei ausreichender Bohrlochsohlenreinigung keinen Einfluss auf das Drehmoment. Bei plastischen und kohäsionslosen Gesteinen steigt das Drehmoment mit der Drehzahl.

Spülungseigenschaften

Die Bohrspülung stützt die Bohrlochwände ab und verhindert so ein Zusammenfallen des Bohrloches, sie verhindert mit ihrem Gegendruck das Austreten von Gas und Öl, kühlt den Bohrmeißel, treibt den Bohrmotor an, erzeugt im Bohrlochinneren

Strom für die Messgeräte und transportiert das Bohrklein ab [Reich 2009]. Die Dichte muss z.B. durch das Zumengen von Ton oder Schwerspat so hoch sein, dass der Druck im Bohrloch mit dem Gebirgsdruck im Gleichgewicht steht. Bei Bohrungen nach Öl und Gas muss der Druck etwas höher als der Öl- und Gasdruck sein. Er darf jedoch auch nicht so hoch sein, dass das Gestein aufbricht und die Spülung versickert. Die Spülung muss ausreichend zäh sein, um das Bohrklein abzutransportieren, aber noch ausreichend dünnflüssig, um sich pumpen zu lassen. Bei Stillstand der Pumpen, z.B. beim Nachsetzen einer neuen Bohrstange, soll sich die Spülung in ein Gel verwandeln, damit das Bohrklein nicht absinkt. Beim Einschalten der Pumpen soll sich die Spülung wieder in eine leicht pumpbare Flüssigkeit zurückverwandeln.

Bei Tiefbohrungen hat der Differenzdruck zwischen Porenfluiddruck und Bohrlochsohlendruck der Spülungssäule einen entscheidenden Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit [Belohlavek 2006]. Eine Steigerung des Differenzdruckes auf der Bohrlochsohle ruft eine „Gesteinsverfestigung“ und einen erschwerten Abtransport des Bohrkleins hervor. In der Praxis wird versucht, dem negativen Einfluss des Differenzdruckes durch eine Erhöhung von Andruck und Drehzahl entgegenzuwirken.

2.4 Vergleich zwischen schneidender, drückender und schlagender Gesteinszerstörung

Zwei Typen werden für die maschinelle Gesteinsbearbeitung verwendet: drag bit (Schaufelmeißel) und Indenter (Eindringmeißel) (Abbildung 6) [Hood & Alehossein 2000]. Der Schaufelmeißel bricht das Gestein, indem er sich parallel zur Gesteinsoberfläche bewegt, während der Eindringmeißel senkrecht in die Oberfläche eindringt. Die Form des Bohrelementes muss sich nicht unbedingt unterscheiden.

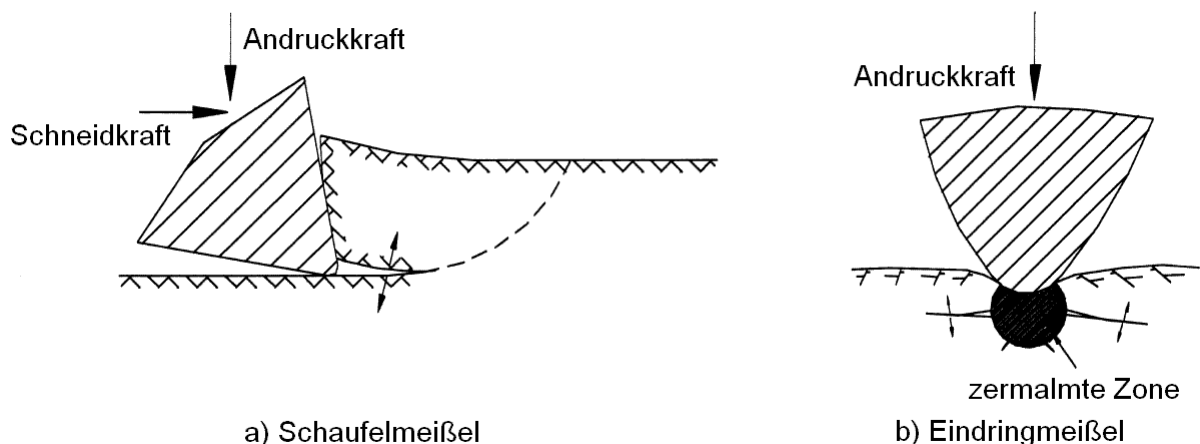


Abbildung 6: Erzeugung von Zugspannungsrissen durch a) Schaufelmeißel und b) Eindringmeißel [Hood & Alehossein 2000]

Die meisten Gesteine verhalten sich spröde. Daher erzeugen beide Arten von Werkzeugen Zugspannungsrisse im Gestein. Die Schaufelmeißel erzeugen die Zugspannungsrisse direkt. Der Eindringmeißel erzeugt eine Druckbelastung auf das Gestein, welche eine Zone zermalmten Gesteins unter dem Werkzeug erzeugt. Dadurch entstehen Zugspannungen im elastischen Gestein um diese Zone. Das Zerdrücken des Gesteins kostet viel Energie, weshalb scharfe Schaufelmeißel energieeffizienter sind. Dieser Vorteil der Schaufelmeißel verschwindet, wenn der Keilwinkel erhöht oder das Werkzeug stumpf wird. Für festere Gesteine muss der Keilwinkel oft gesteigert werden, um die Festigkeit des Meißels zu erhöhen (Abbildung 7a). Der Werkzeug-Freiwinkel muss bei über 10° bleiben, so dass sich der positive Werkzeug-

Spanwinkel verringert oder sogar negativ wird. Dadurch können Zugspannungen nicht mehr so leicht erzeugt werden. Zusätzlich erhöht sich die notwendige Vorschubkraft durch den Verschleiß des Bohrelements (Abbildung 7b).

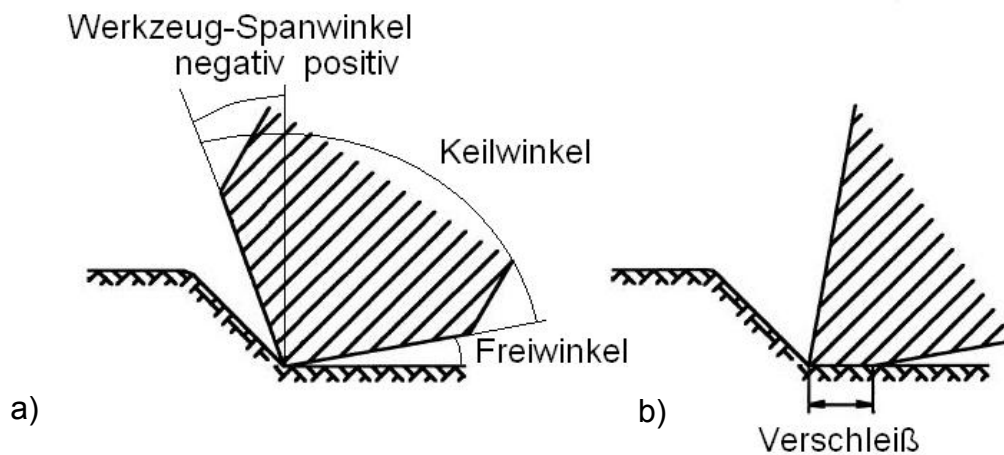


Abbildung 7: a) Schaufelmeißel mit negativem Spanwinkel b) Verschleißfläche [Hood & Alehossein 2000]

Schaufelmeißel können nur in weichen bis mittelharten Gesteinen mit geringer Abrasivität eingesetzt werden, da sie für Brüche und Verschleiß anfälliger sind als Eindringmeißel. Bei den hohen Schneidkräften im harten Gestein treten in den Schaufelmeißeln hohe Biegekräfte auf (Bruchgefahr). Bei Eindringmeißeln treten im Bohrelement dagegen überwiegend Druckspannungen auf.

Pneumatisches Abwärtsbohren ist eine Rotary-Schlagbohrtechnik, die generell in mittleren bis harten Felsformationen benutzt wird [Chiang & Elías 2000]. Es wird ein pneumatischer Hammer benutzt, in welchem die Energie der Druckluft in kinetische Energie des Kolbens umgewandelt wird. Der Kolben schlägt auf den Bohrmeißel auf, der im Kontakt mit dem Gestein ist. Zusätzlich wirkt eine Vorschubkraft, und der gesamte Hammer rotiert kontinuierlich. Der Schlagbohrhammer kann auch von Wasser angetrieben werden.

2.5 Schneidende Gesteinszerstörung

2.5.1 Zerspankraft und deren Komponenten:

Die Zerspankraft F ist die Kraft, die bei der Zerspanung auf das Werkstück wirkt [Reichenbacher 2010]. Sie wird in die Aktiv- und Passivkraft (F_a und F_p) zerlegt (Abbildung 8). Nur die Aktivkraft ist an der Zerspanleistung beteiligt. Die Aktivkraft kann in die Schnittkraft F_c und die Vorschubkraft F_f zerlegt werden. Die Schnittkraft ist die Projektion der Zerspankraft in Schnittrichtung. Sie ist bei der Metallbearbeitung die wichtigste Komponente, da der Leistungsbedarf ausschließlich von ihr abhängt. Die Vorschubkraft ist die Projektion der Zerspankraft in die Vorschubrichtung.

Die Schnittgeschwindigkeit v_c ist die Geschwindigkeit der Schneide bzw. des Werkstückes in Richtung der Schnittbewegung (Schnittrichtung), die Vorschubgeschwindigkeit v_f in die Vorschubrichtung.

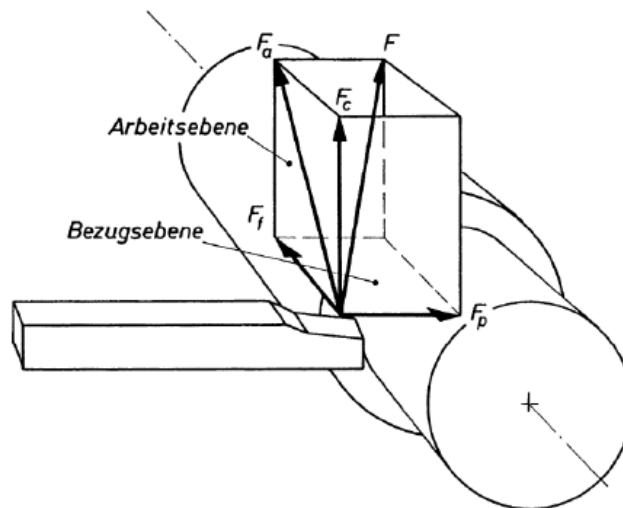


Abbildung 8: Zerlegung der Zerspankraft F [Reichenbächer 2010]

Der Schneidkeil des Werkzeugs wird aus der Spanfläche (Vorderseite) und einer oder mehrerer Freiflächen (Rückseite) gebildet (Abbildung 9). Der Freiwinkel α ist der Winkel zwischen Werkstück und Freifläche und sorgt dafür, dass die Freifläche nicht am Werkstück reibt. Der Keilwinkel β ist der Winkel zwischen Freifläche und Spanfläche. Je größer er ist, desto höher ist die Schneide belastbar. Der Spanwinkel γ ist der Winkel zwischen der Spanfläche und der Senkrechten zur Werkstückoberfläche und kann positiv oder negativ sein (Abbildung 7). Die Summe der drei Winkel beträgt 90° .

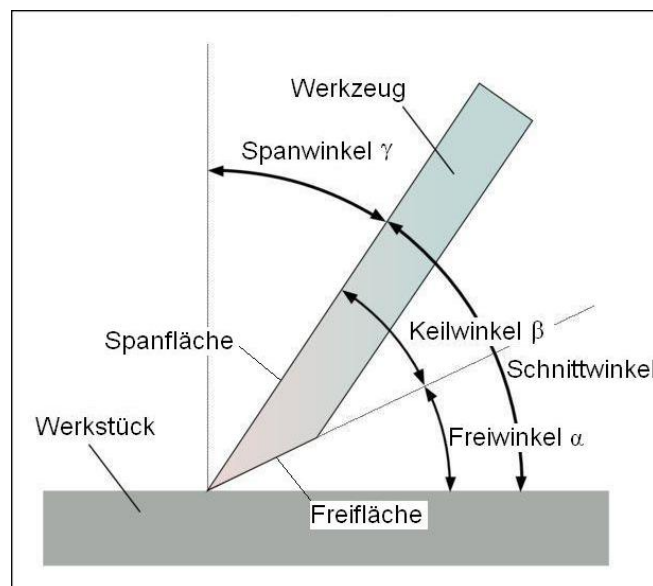


Abbildung 9: Winkel in der Zerspangstechnik

Negative Spanwinkel werden bei Schneiden aus harten und spröden Schneidstoffen sowie bei unterbrochenen Schnitten verwendet. Dabei wandelt sich die Beanspruchung der Spanfläche von Zug in Druck. Stoßempfindliche Schneidstoffe sind für Druckbeanspruchung wesentlich besser geeignet als für Zugbeanspruchung. Allerdings erfordert ein negativer Spanwinkel höhere Kräfte als ein positiver.

2.5.2 Steinbearbeitung mit geometrisch unbestimmter Schneide

Zum Trennen von Gesteinen verwendet man überwiegend Bearbeitungsverfahren mit geometrisch unbestimmter Schneide [Reichenbächer 2010]. Dabei ist der Diamant der wichtigste Schneidstoff, welcher als Kristall in zufälliger Orientierung auf den Werkzeugkörper gebunden wird. Beim Steinsägen mit Diamantsegmenten beispielsweise gleiten die einzelnen Diamantkörner über das Gestein und dringen dabei ein. Sie erzeugen ein Druckspannungsfeld und zermahlen so den Stein lokal. Es handelt sich daher bei der Steintrennung weniger um einen klassischen Spanprozess als vielmehr um einen gerichteten Verschleißvorgang.

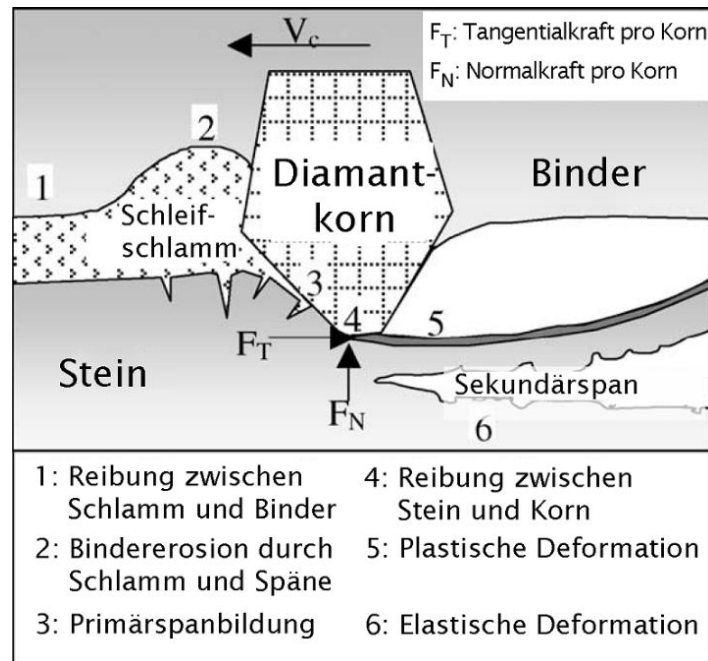


Abbildung 10: Materialtrennmechanismus beim Steinsägen mit segmentierten Diamantwerkzeugen [Reichenbächer 2010]

Beim Einwirken eines Diamantkorns auf die Werkstoffoberfläche treten folgende Prozesse auf (Abbildung 10):

Vor dem Diamantkorn entsteht durch den stark negativen Spanwinkel eine Tangentialkraft und dadurch Druckspannungen. Diese erzeugen Mikroscherrisse im Gestein, was zu einer Absplitterung von Gesteinspartikeln führt. Daneben gehen auch Makrorisse vom Schneidkorn aus. Diese führen zu einer großflächigen Werkstoffabtrennung vor und neben der Ritzkante. Dies ist die primäre Spanbildung.

Unter dem Schneidkorn kommt es zu einer plastischen Formänderung der obersten Schicht. Ein Teil des abgespannten Werkstoffes wird unter die Schneide hindurchgezängt.

Unmittelbar hinter dem Schneidkorn federn gelockerte Gesteinspartikel elastisch zurück und werden infolge des plötzlichen Spannungswechsels von Druck auf Zug hinter der Schneide gelöst und hoch geschleudert. Außerdem entstehen größere, scherspanähnliche Späne, die als Sekundärspäne bezeichnet werden.

2.5.3 Steinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide

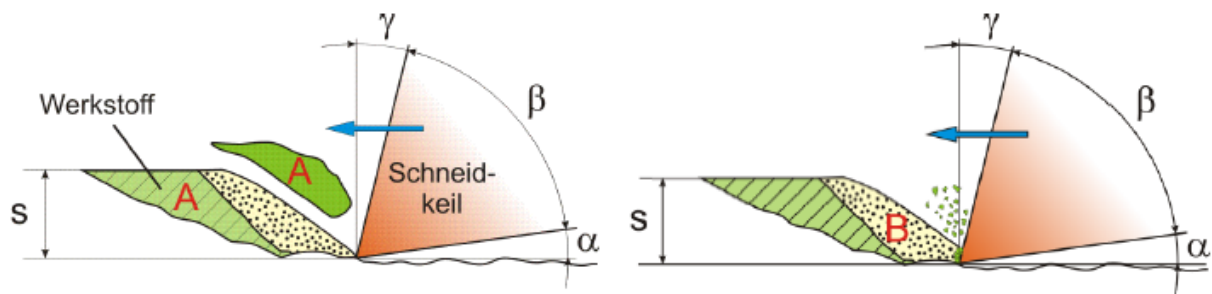


Abbildung 11: Phasen der Gesteinszerspanung [Wagner 1971]

Bei der Steinbearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide bewegt sich ein Schneidkeil auf die Schräge eines zuvor aus dem Gesteinsverband herausgelösten Spanes [Reichenbächer 2010]. Dabei verhindert die Vorschubkraft ein Aufsteigen der Schneide an der Schräge, so dass das Werkzeug in das Gestein eindringt. Zunächst ist die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Gestein gering. Bei einer konstant hohen Schnittkraft entstehen entsprechend hohe Spannungsspitzen, wodurch das Gestein zermalmt wird und kleinere Gesteinspartikel herausgerissen werden (B in Abbildung 11). Durch das weitere Eindringen ins Gestein vergrößert sich die Kontaktfläche, bis sie bei der vorhandenen Schnittkraft zu groß wird, um eine ausreichende Spannung zum Zermalmen des Gesteins zu erzeugen und der Schneidkeil wird blockiert. Der Antrieb steigert die Schnittkraft immer weiter, wodurch sich elastische Verformungsenergie im Werkzeug speichert. Ist die Schnittkraft groß genug, so bricht ein großes Spanelement heraus (A in Abbildung 11). Die nun freiwerdende Energie schleudert den Span vom Werkstück weg und beschleunigt außerdem die Schneide, welche auf die neu entstandene Schräge prallt. Damit beginnt der Vorgang von vorn.

Der Bruchwinkel des bearbeiteten Gesteins bleibt im Bereich reiner Druckbeanspruchung weitgehend konstant. Das bedeutet, dass der Riss, der vom Werkzeug im Werkstück erzeugt wird, unabhängig vom Spanwinkel des Werkzeugs immer mit dem gleichen Winkel zur Arbeitsebene in das Werkstück hineinläuft.

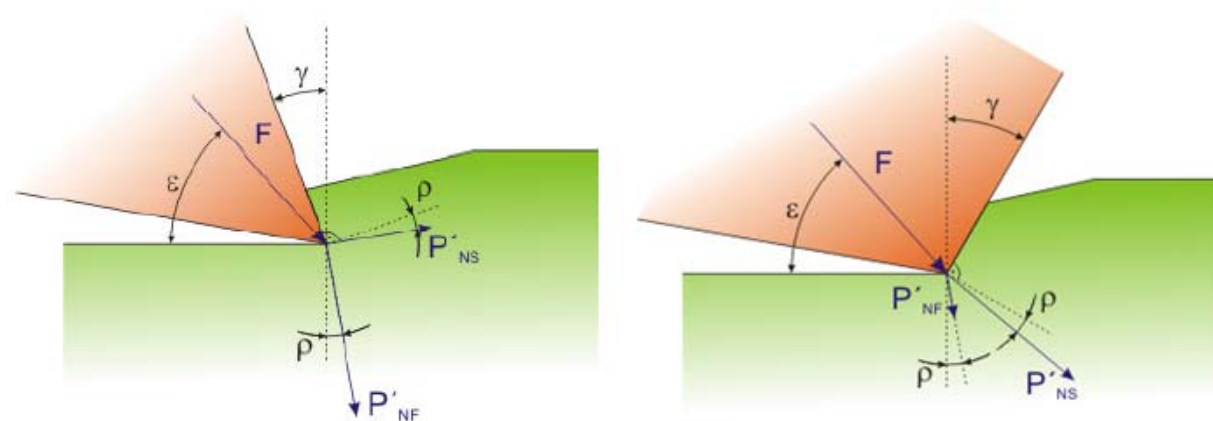


Abbildung 12: Kräfte bei der Gesteinszerspanung mit positivem und mit negativem Spanwinkel [Wagner 1971]

Das Werkzeug wirkt mit der resultierenden Zerspankraft F unter dem Winkel ϵ auf den Werkstoff (Abbildung 12). Sowohl die Spanfläche als auch die Schneidenfase, d.h. der verschlissene Teil der Freifläche, haben Kontakt mit dem Werkstoff. Die Zerspankraft teilt sich in eine Komponente, die senkrecht zur Spanfläche wirkt (P_{NS})

und eine, die senkrecht zur Freifläche wirkt (P_{NF}). Die Kraftkomponenten werden um den Reibungswinkel ρ aus der Senkrechten geneigt. Somit ergeben sich daraus die tatsächlichen Kräfte P'_{NS} und P'_{NF} .

Die über die Freifläche wirkende Komponente P'_{NF} nimmt mit geringer werdendem Spanwinkel γ ab. Wird der Kraftangriffswinkel gleich der Summe aus Spanwinkel und Reibungswinkel ($\varepsilon = \gamma + \rho$), so wird P'_{NF} Null. Bei noch geringerem Spanwinkel wirkt P'_{NF} dem Eindringen des Meißels entgegen und erhöht damit die Vorschubkraft. P'_{NF} ist nicht an der Spanbildung beteiligt. Nur die über die Spanfläche wirkende Komponente P'_{NS} erzeugt Risse. P'_{NS} ändert bei einer Veränderung des Spanwinkels γ lediglich die Richtung, der Betrag bleibt nahezu gleich. P'_{NS} presst die Bruchflächen des bereits erzeugten Risses aneinander und ruft daher eine Reibung hervor. Daher hat die Richtung von P'_{NS} einen Einfluss auf die zum Vorantreiben der Risspitze im Material zur Verfügung stehenden Kraft. Die benötigte Zerspankraft steigt mit kleiner werdendem Spanwinkel (Abbildung 13).

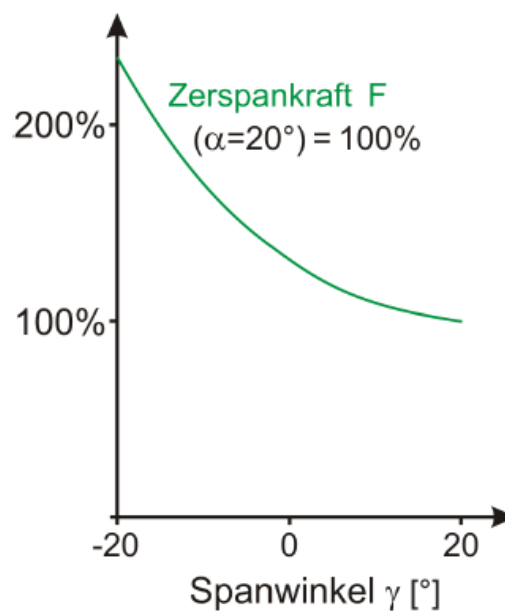


Abbildung 13: Einfluss des Spanwinkels auf die Zerspankraft [Wagner 1971]

Reichenbächer [2010] behandelt das Trennen mineralischer Werkstoffe mit geometrisch bestimmter Schneide mittels Experiment am Schneidversuchsstand. In Abbildung 14 wurden die für jeden Schnitt berechneten Kraftmittelwerte über das Volumen aufgetragen, das durch das Schneidelement zerspant wird. Das Ergebnis ist eine Standzeitkurve. 10 mm Tiefe entsprechen dabei 15 cm^3 . Alle 10 mm wurde die Spur gewechselt. Da das Schneidelement rund ist, trägt es jedes Mal zunächst weniger Material ab, wodurch die Kraft alle 15 cm^3 sinkt.

Für eine bessere Auswertung der Versuche wurden die Kräfte in spezifische Kräfte umgerechnet. Dazu wurden die Schnitt- und die Vorschubkraft durch den Spanungsquerschnitt geteilt:

$$k_c = \frac{F_c}{A_c} \quad k_f = \frac{F_f}{A_c} \quad (1)$$

mit k_c : spezifische Schnittkraft F_c : Schnittkraft A_c : Spanungsquerschnitt
 k_f : spezifische Vorschubkraft F_f : Vorschubkraft

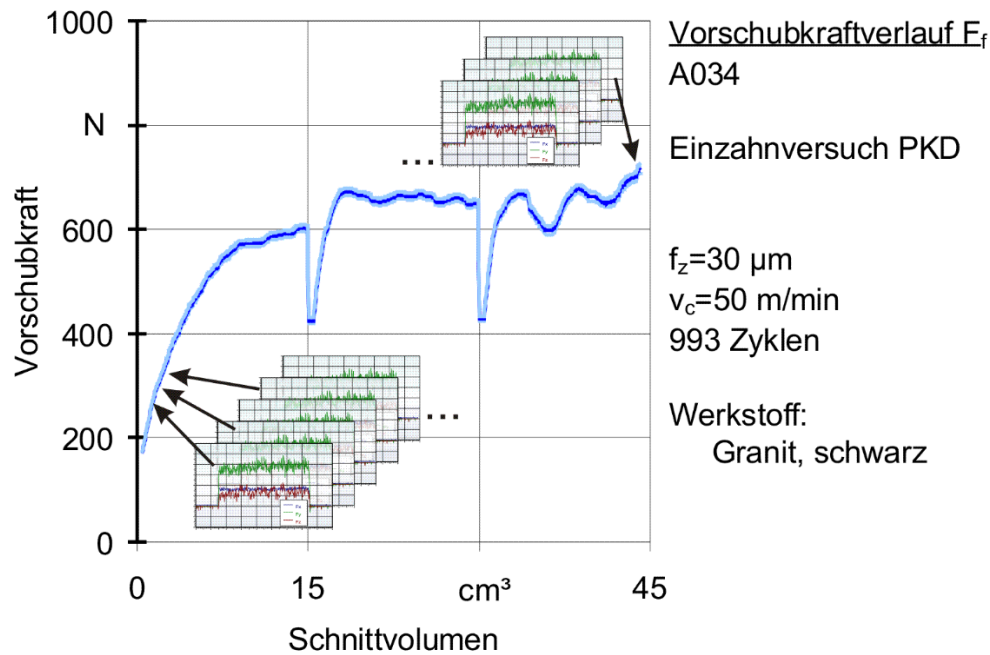


Abbildung 14: Einfluss des Schnittvolumens auf die benötigte Vorschubkraft, f_z : Zustellung (Schnitttiefe), v_c : Schnittgeschwindigkeit [Reichenbächer 2010]

Der Spanungsquerschnitt ist die Differenz aus dem aktuellen und dem vorhergehenden Schneidquerschnitt, also die Fläche, die in das Gestein eindringt und das Material entfernt. Die Vorteile der Umrechnung sind, dass die Auswertungskurven stetiger verlaufen (Abbildung 15). Außerdem wird die Belastung der Schneide besser charakterisiert: Eine geringere Eindringtiefe hat eine geringere Spankraft zur Folge als eine große. Damit wird die Schneide scheinbar weniger belastet. Jedoch sind nun für dieselbe Schnitttiefe mehr Schnitte nötig, wodurch die Belastung wieder steigt. Dies wird durch die spezifischen Kräfte berücksichtigt.

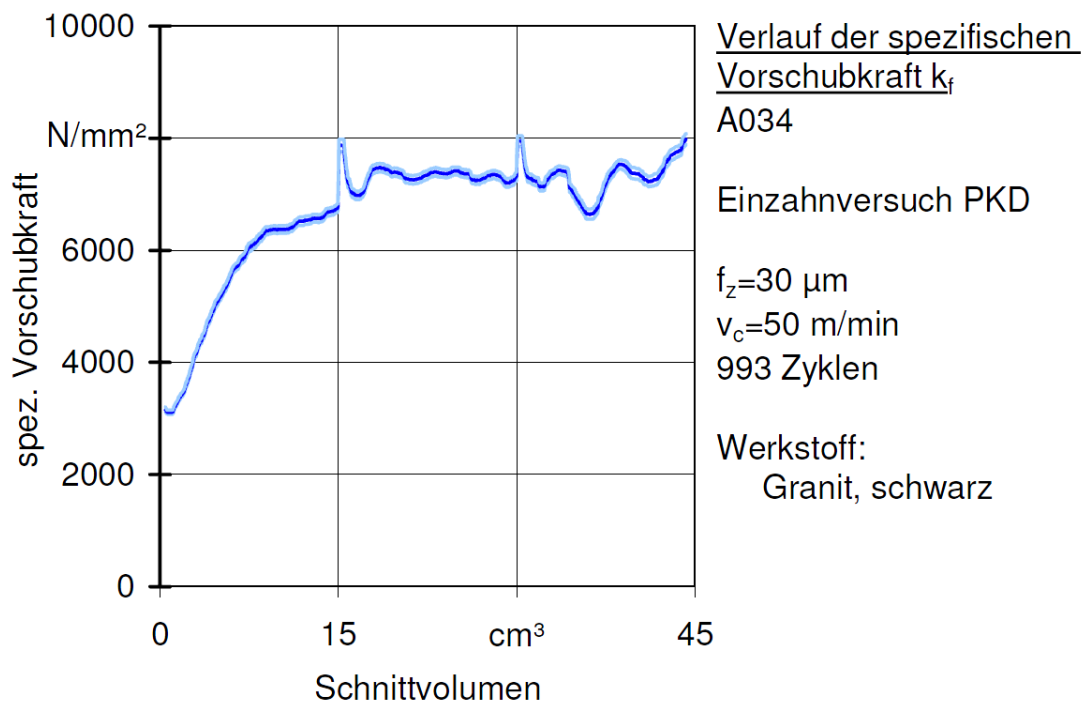


Abbildung 15: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft, f_z : Zustellung (Schnitttiefe), v_c : Schnittgeschwindigkeit [Reichenbächer 2010]

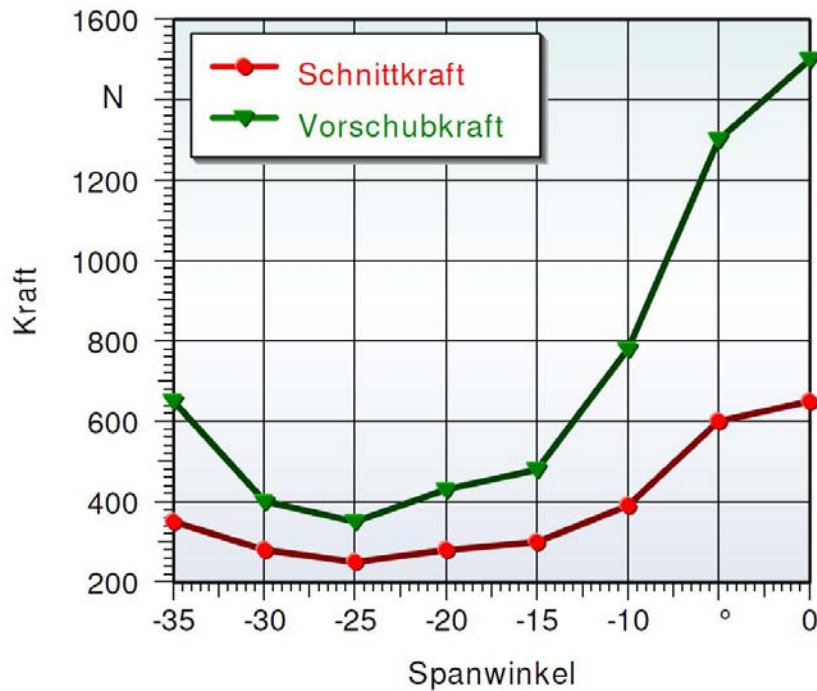


Abbildung 16: Einfluss des Spanwinkels auf die maximale Schnitt- und Vorschubkraft bei einem Keilwinkel von $\beta=88^\circ$ und einer Zustellung (Schnitttiefe) von $f_z=100\text{ }\mu\text{m}$ [Reichenbächer 2010]

Durch das Anstellen der Schneide ändern sich der Span- und der Freiwinkel, wenn der Keilwinkel gleich bleibt. Die Schnitt- und Vorschubkraft sind bei Spanwinkeln zwischen -15° und -30° am geringsten, mit dem Minimum bei -25° (Abbildung 16). Bei Spanwinkeln zwischen 0° und -15° ist der Freiwinkel zu klein. Dadurch staut sich das zerspante Material zwischen Freifläche und Werkstück und die benötigte Vorschubkraft wird erhöht. Ab $\gamma=-30^\circ$ wird durch die Neigung der Spanfläche das Werkzeug vom Werkstück abgedrängt, wodurch die benötigte Vorschubkraft erneut steigt.

Weitere Versuche wurden mit einem Spanwinkel von -15° , -20° , -25° und -30° , einem Keilwinkel von 88° und Zustellungen (Schnitttiefen) von $30\text{ }\mu\text{m}$, $50\text{ }\mu\text{m}$ und $70\text{ }\mu\text{m}$ gefahren. Für jede Zustellung ergab sich ein idealer Spanwinkel, bei der die spezifische Belastung der Schneide am geringsten und die Standzeit am höchsten ist. So ist bei einer Zustellung von $70\text{ }\mu\text{m}$ ein Spanwinkel von -20° am günstigsten. Bei $50\text{ }\mu\text{m}$ beträgt der optimale Winkel -25° und bei $30\text{ }\mu\text{m}$ -15° .

Bei negativem Spanwinkel belastet die Schneide den Werkstoff so stark mit Druck, dass dessen Druckfestigkeit überschritten wird, während die Schneide diese Beanspruchung noch erträgt.

Als nächstes wurde der Keilwinkel erhöht (von 88° auf 100°). Eine Verringerung des Keilwinkels auf 80° wäre bei harten Schneidstoffen wie Polykristallinem Diamant eher unüblich, da dann das spröde Material nicht mehr ausreichend an der Schneidkante abgestützt wird. Der Spanwinkel betrug -20° und -25° und die Zustellung 30 , 50 und $70\text{ }\mu\text{m}$. Abbildung 17 zeigt die Winkel bei einem Spanwinkel von -25° . Mit einem größeren Schneidkeil nimmt der Freiwinkel ab.

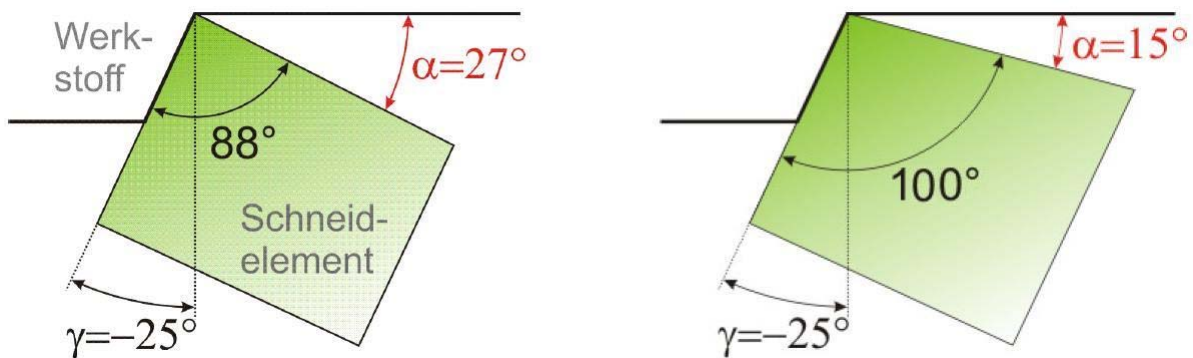


Abbildung 17: Keilvariationen bei einem Spanwinkel von $\gamma=-25^\circ$ [Reichenbächer 2010]

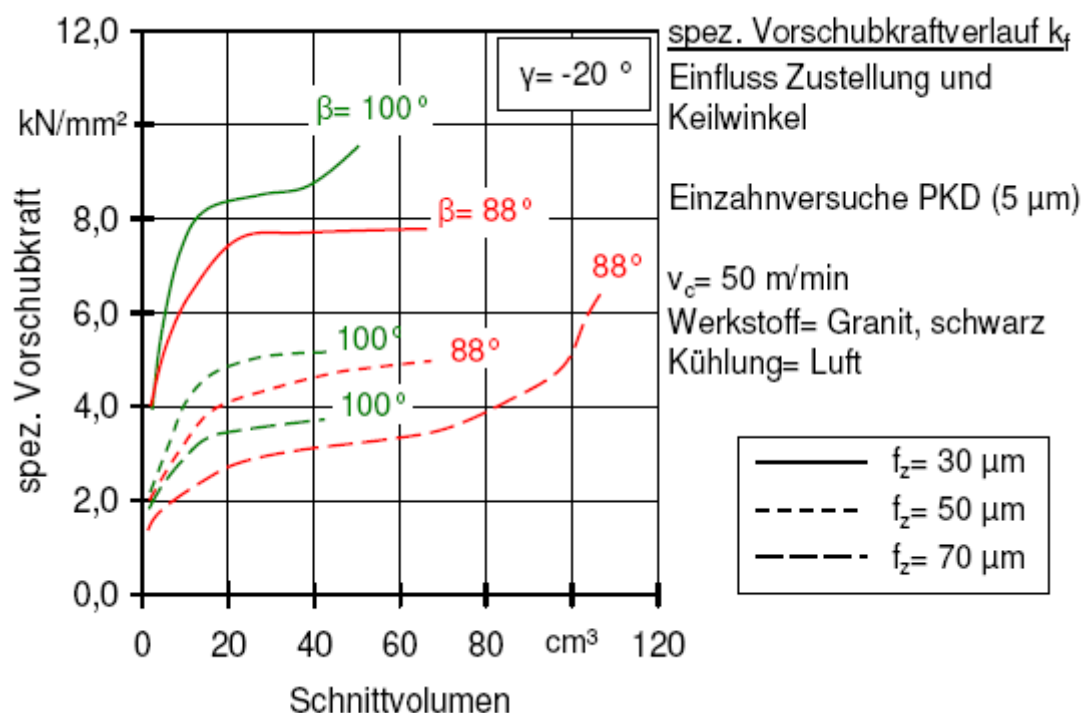


Abbildung 18: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Keilwinkels β und der Zustellung (Schnitttiefe) f_z bei einem Spanwinkel von $\gamma=-20^\circ$ [Reichenbächer 2010]

In Abbildung 18 ist die spezifische Vorschubkraft über das bisher abgetragene Schnittvolumen in Abhängigkeit des Keilwinkels dargestellt. Bei einem konstanten Spanwinkel von $\gamma = -20^\circ$ erhöht sich jeweils die Belastung mit dem Keilwinkel. Das liegt wahrscheinlich an der gleichzeitigen Verringerung des Freiwinkels von 22° (bei einem Keilwinkel von 88°) auf 10° (bei 100° Keilwinkel). Die spezifische Belastung der Schneide in Vorschubrichtung ist bei geringer Zustellung höher. Die geringsten spezifischen Kräfte treten bei einer Zustellung von $70 \mu\text{m}$ auf.

Bei einem Spanwinkel von -25° verringert sich durch die Erhöhung des Keilwinkels von 88° auf 100° der Freiwinkel von 27° auf 15° . Dies verursacht auch einen leichten Anstieg der Vorschubkräfte, jedoch eine starke Senkung der Schnittkräfte (Abbildung 19). Bei einem Spanwinkel von -20° sind die Kurven ähnlich. Die Versuche zeigen, dass die Erhöhung des Keilwinkels eine Reduzierung der Schneidenbelastung aufgrund der Freiwinkelverringerung zur Folge hat.

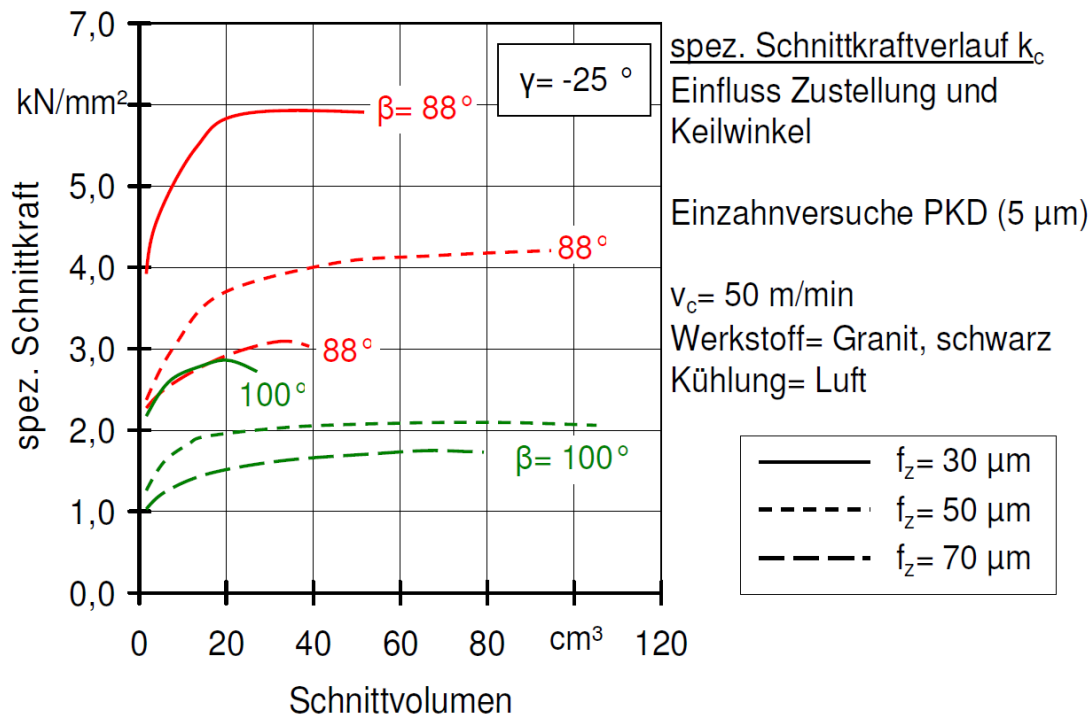


Abbildung 19: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Schnittkraft unter Variation des Keilwinkels β und der Zustellung f_z bei einem Spanwinkel von $\gamma = -25^\circ$ [Reichenbächer 2010]

Zur Klärung der Ursache für die Erhöhung der Vorschubkraft bei Verringerung des Freiwinkels wurde mehrmals mit derselben Schnitttiefe über die Probe gefahren. Die benötigte Schnitt- und Vorschubkraft sinken beim 2. Mal stark ab und sind ab dem 3. Mal nahezu Null. Der Versuch zeigt, dass es zu einer Sekundärspanbildung kommt. Der Materialabtrag ist also etwas tiefer als die Eindringtiefe der Schneide, so dass ab dem dritten Eingriff das Werkzeug nur noch an den Randbereichen Kontakt mit dem Werkstück hat. Der Sekundärspan bildet sich durch sprunghaftes Rückfedern des Werkstückmaterials, nachdem der Diamant darüber gezogen ist, sowie durch Scherbeanspruchungen des Werkstoffes aufgrund der Reibung mit dem Schneidkorn. Ein Anteil des Rückfederns ist auch vorhanden, d.h. das Material federt nach der Überfahrt der Schneide leicht elastisch zurück.

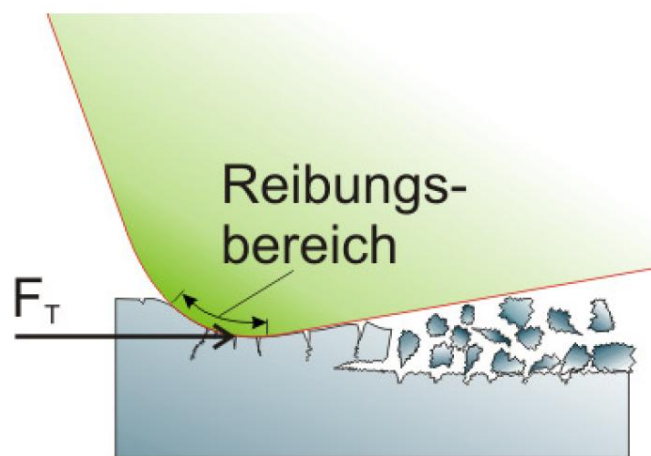


Abbildung 20: Entstehung der Scherspäne (sekundäre Spanbildung) [Reichenbächer 2010]

Bei Glas, was sich ähnlich wie Gestein verhält, wurde folgendes herausgefunden: Die primäre Spanbildung (Spanbildung vor der Schneide) trägt den meisten Werkstoff ab. Sie erzeugt Brüche oder Risse, die tief in das Material reichen und auch ne-

ben der eigentlichen Schnittfuge Werkstoff abtragen. Das verbleibende Material wird, vor allem im Bereich der verrundeten Schneidkante, durch das Werkzeug elastisch verformt und unter der Schneide hindurchgezwängt. Dabei entstehen durch die Reibung starke, trennend wirkende Scherbelastungen im oberflächennahen Werkstoff. Hinter der Schneide werden die dabei entstehenden Sekundärspäne beim Rückfedern des anstehenden Gesteins aus der Oberfläche herausgeschleudert (Abbildung 20). Dazu muss der Freiwinkel ausreichend groß sein.

Der deutlich größere Effekt der Keilwinkelvergrößerung ist die Verringerung der Schnittkraft. Die mechanische Stabilität des Keils ist größer, die Abnutzung der Schneide geringer. Bei kleinem Keilwinkel steigt der Radius der Schneidkante schneller an. Es wird mehr Material unter der Schneide hindurchgezwängt und es vergrößert sich die Kontaktfläche zwischen Werkstoff und Werkstück, in der Reibung stattfindet. Dadurch steigt die Schnittkraft. Durch den größeren Anteil der Sekundärspannbildung steigt auch die Menge des Materials, das unter der Schneide hindurchgezwängt und elastisch verformt wird.

Die Verringerung der Korngröße der Diamanten im PKD-Schneidstoff führt zu einer geringeren Schneidenbelastung. Es verringert sich der Verschleiß der Schneidkanten, sodass länger günstige Zerspanungsbedingungen herrschen.

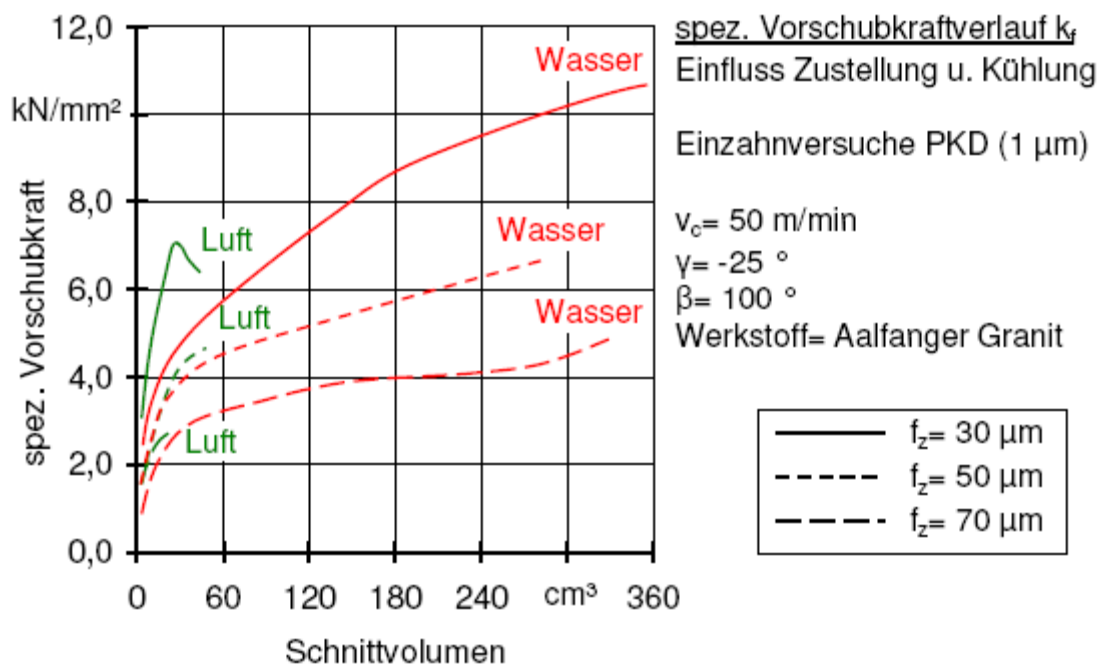


Abbildung 21: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Kühlmediums und der Zustellung f_z (v_c : Schnittgeschwindigkeit, γ : Spanwinkel, β : Keilwinkel) [Reichenbacher 2010]

Mit Wasserkühlung steigen die Vorschubkräfte langsamer an als mit Luftkühlung, erreichen jedoch höhere Maximalwerte (Abbildung 21). Die Schnittkräfte werden halbiert (Abbildung 22). Die durchschnittliche Standzeit der Schneidelemente beträgt das Siebenfache derer mit Luftkühlung.

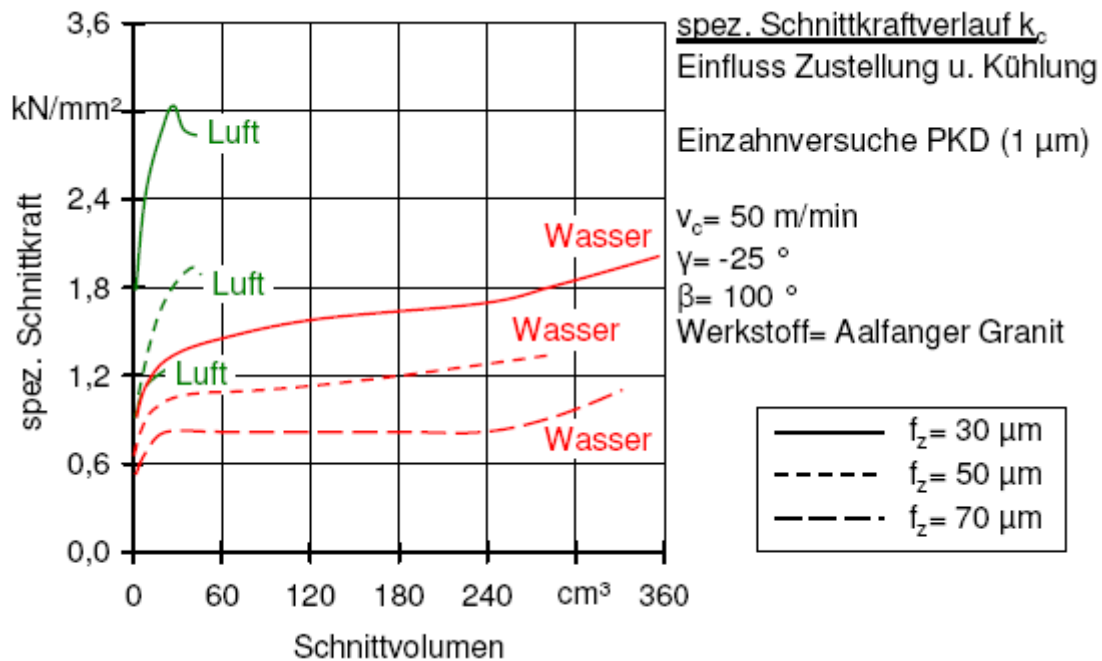


Abbildung 22: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Schnittkraft unter Variation des Kühlmediums und der Zustellung f_z (v_c : Schnittgeschwindigkeit, γ : Spanwinkel, β : Keilwinkel) [Reichenbächer 2010]

Wasser reduziert die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstoff. Der Druck kann auch bei vorhandenem Wasserfilm zwischen Schneide und Werkstück gut in den Werkstoff eingeleitet werden, während der Verschleiß durch Reibung und Rattern verringert wird. Das Wasser schmiert und spült vor allem, Kühlen spielt eine untergeordnete Rolle.

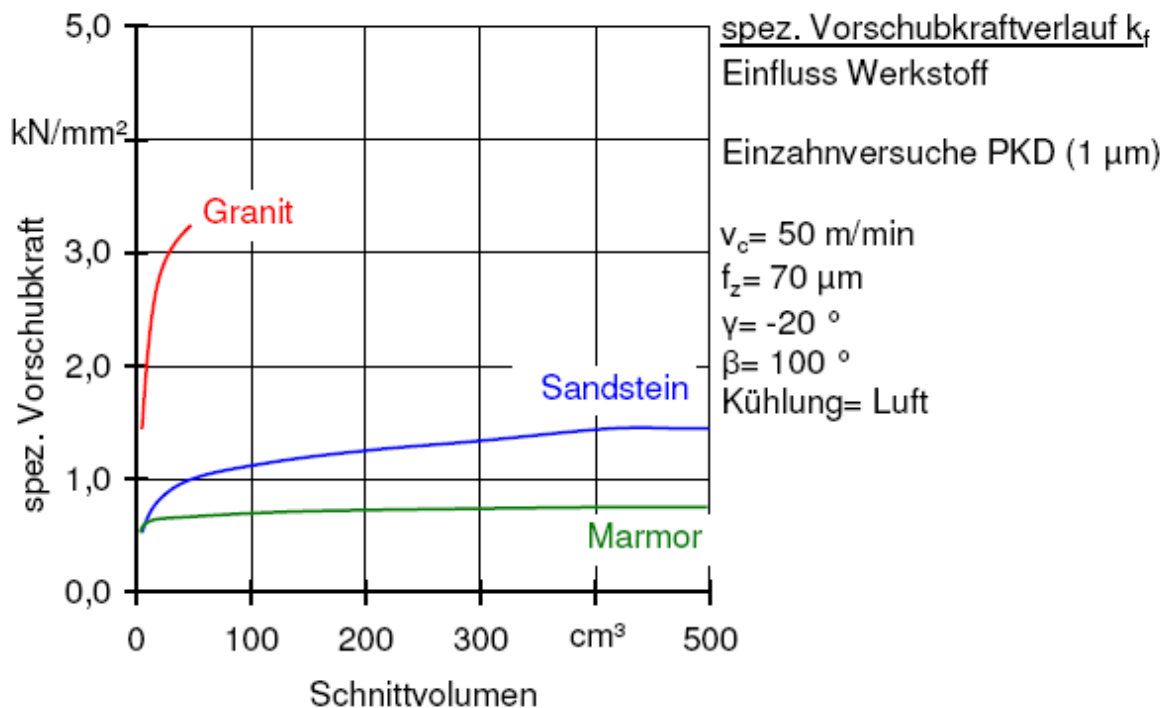


Abbildung 23: Einfluss des Schnittvolumens auf die spezifische Vorschubkraft unter Variation des Werkstoffs [Reichenbächer 2010]

Es wurde die maximal mögliche Schnittgeschwindigkeit ermittelt. Bei 150 m/min und Luftkühlung steigt die Temperatur auf 600°C an. Dadurch versagt das Element. Bei 50 m/min steigt die Temperatur nur auf 350°C an, was das Element noch verträgt.

Neben Granit wurden auch Versuche mit Marmor und Sandstein durchgeführt. Die Bearbeitungskräfte betragen auf den weicheren Gesteinen nur einen Bruchteil derer auf Granit (Abbildung 23). Man erkennt, dass die Kräfte bei Sandstein stetig anstiegen und bei Marmor nahezu konstant blieben. Dies ist auch am Verschleiß zu erkennen: Die Schneiden, die Marmor geschnitten haben, zeigten auch nach 500 cm³ zerspantem Volumen fast keine Verschleißerscheinung. Dagegen zeigen die Schneiden mit Sandstein beim selben Schnittvolumen einen sehr starken abrasiven Verschleiß (Abbildung 24).

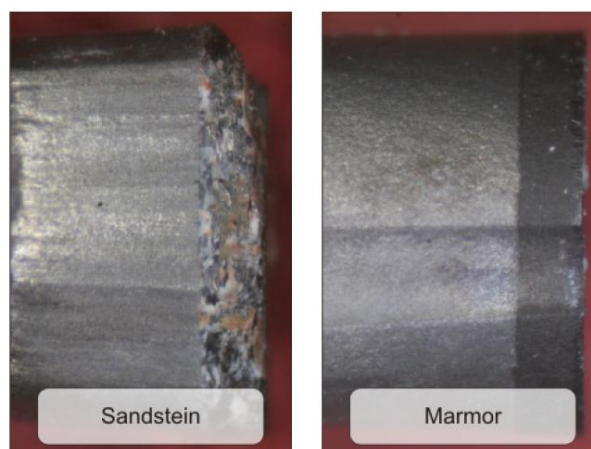


Abbildung 24: Schneidelemente nach der Zerspanung von 500 cm³ Sandstein bzw. Marmor [Reichenbächer 2010]

Die mechanischen Eigenschaften der Gesteine sind nur begrenzt zur Beurteilung des Verschleißes geeignet. Nur die Druckfestigkeit eignet sich zur Unterscheidung zwischen den Gesteinsklassen: Sandstein und Marmor haben eine geringere Druckfestigkeit als Granit. Die Spanbildung basiert auf Druckbelastung. Deshalb lassen sich diese beiden Steine leichter bearbeiten als Granit. Weil die bei den weichen Gesteinen wirkenden Kräfte sehr gering sind, dauert der Verschleißprozess erheblich länger als bei der Bearbeitung von Granit. Ein Granit, der aus gleichmäßig harten Mineralen besteht, beansprucht das Schneidelement weniger als ein Granit, der neben harten Mineralen auch aus weicheren aufgebaut ist.

Da Gesteine auf Druck zuerst elastisch reagieren, sind drei Vorgänge zu unterscheiden [Reichenbächer 2010]:

- „Bei einer sehr kleinen Zustellung der Schneide (bei der verwendeten runden Form ist das immer im Randbereich gegeben) reagiert das Gestein größtenteils elastisch auf die Belastung. Das heißt, der Werkstoff wird durch die Schneide gestaucht und federt danach schadlos wieder aus. Dieser Vorgang wird elastisches Rückfedern genannt.
- Wird das Gestein stark elastisch verformt, erzeugt die Reibung zwischen Schneide und Werkstoff eine Scherbelastung des oberflächennahen Materials, in deren Folge Risse entstehen. Bei der Rückfederbewegung nach der Schneide entsteht eine Zugbeanspruchung, die die Belastbarkeit des vorgeschädigten Materials übersteigt. Das Material reißt aus. Dieser Prozess wird als Sekundärspanbildung bezeichnet.

- Die primäre Spanbildung erfolgt, bei ausreichender Zustellung, vor der Schneide. Der Werkstoff kann der Schneide nicht mehr elastisch ausweichen und wird deshalb durch die Spanfläche mit einer Druckkraft F_D beaufschlagt. Der Druck erzeugt Scherspannungen in und zwischen den Mineralkristallen, aus denen das Gestein aufgebaut ist. Diese Scherspannungen wirken materialtrennend. Je nach Größe der Kontaktfläche zwischen Spanfläche und Werkstoff bildet sich ein großer Bruchspan oder es werden kleine Volumina zerdrückt.“

Im Anschnitt bei steigender Zustellung können diese drei Vorgänge gut unterschieden werden. Beim vollen Eingriff überlagern sie sich.

2.6 Drückende Gesteinszerstörung

Bei Rollenmeißeln rollen beweglich gelagerte Meißelrollen auf dem Gestein ab. Die Zähne, Inserts oder Disken drücken sich dabei ins Gestein ein. Erst ab einer kritischen Andruckkraft wird das Gestein beschädigt [Inkmann 1982]. Diese kritische Andruckkraft hängt von der Zusammensetzung des Gesteins ab und ist selbst bei Gesteinen mit fast gleicher Druckfestigkeit teilweise sehr unterschiedlich. Von der Druckfestigkeit des Gesteins allein kann man nicht auf die Bohrbarkeit mit Vollschnittmaschinen schließen.

Lawn & Swain [1975] haben die Rißbildung und -ausbreitung bei der drückenden Gesteinszerstörung in verschiedenen Materialien beobachtet und durch photoelastische Experimente und Elektronenmikroskopaufnahmen bestätigt. Ihre Ergebnisse sind in Abbildung 25 dargestellt.

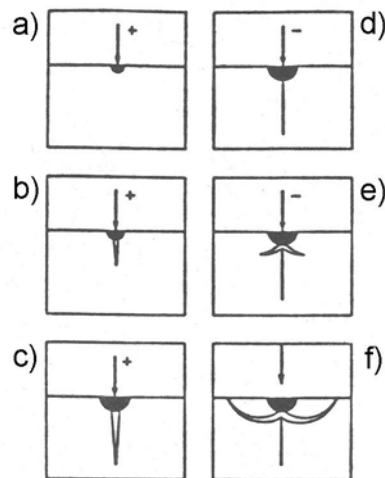


Abbildung 25: Rißbildung und -ausbreitung unter einer senkrecht aufgebrachten Andruckkraft [Lawn & Swain 1975]

Während der Belastungsphase (+) wird zunächst eine Aufbauschneide aus zerdrücktem Gestein ausgebildet (Abbildung 25a). Dieser Bereich vergrößert sich, und es öffnet sich ein Spalt von der Schneidkante in das Gestein (Abbildung 25b, c). Dieser Riß (Abbildung 25d) schließt sich während der Entlastungsphase (-), und von der Aufbauschneide ausgehend entstehen nach beiden Seiten muschelförmige Bruchflächen (Abbildung 25e). Diese wachsen bis zur Gesteinsoberfläche. Sobald sie diese erreichen, platzt ein muschelförmiger Gesteinssplitter ab (Abbildung 25f). Ist die Gesteinsoberfläche durch vorangegangene Tests bereits vorgeschädigt, so ist die Eindringtiefe bei gleicher Andruckkraft größer als in frischen Gesteinsoberflächen.

Auf dem Bohrkopf einer Tunnelbohrmaschine sind 40 bis 60 Diskenmeißel angeordnet [Ewendt 1989]. Beim Andrücken und Drehen des Bohrkopfes dringen die Meißel in die Ortsbrust ein. Dadurch wird das Gestein unter der Meißelschneide pulverisiert und gerät dort unter sehr hohen Innendruck. Von der pulverisierten Zone bilden sich im Gestein Zugrisse aus, die bis zur Oberfläche oder zur durch die Nachbarspur geschaffenen Schwächezone laufen und so plattige Bruchstücke ablösen.

Die Beanspruchung der Diskenmeißel ist durch einen rollenden Eindringvorgang ins Gestein gekennzeichnet. Die Normalkraft wechselt beim Fahren über die unebene Gesteinsoberfläche ständig. Als Verschleißmechanismus wird Abrasivverschleiß durch das Gesteinspulver angenommen. Außerdem kann es durch dynamische Beanspruchungen zur Oberflächenzerrüttung kommen und somit zu Abplatzungen an der Schneide.

Der Vorschub wächst überproportional mit steigender Andruckkraft des Bohrkopfes an. Für die Verdopplung des Vorschubs wird nur die 1,4-fache Kraft benötigt. Dies ist aus mehreren Untersuchungen sowie aus den Erfahrungen der Maschinenfahrer bekannt. Die Folgerung ist, die Bohrmaschine mit dem größtmöglichen Andruck zum Erreichen der maximalen Vortriebsgeschwindigkeit zu fahren.

In [Maidl et al. 2008] wird die Arbeitsweise von Tunnelbohrmaschinen näher erläutert.

2.7 Verschleiß

In Abbildung 26 ist ein verschlissenes PKD-Schneidelement aus drei Richtungen dargestellt.

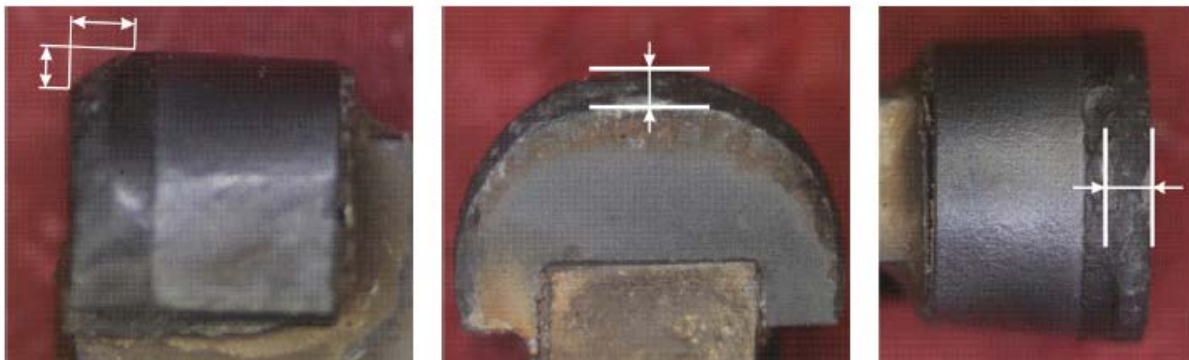


Abbildung 26: Verschlissenes PKD-Schneidelement aus drei Blickrichtungen. Die Schneide zeigt deutliche Ausbrüche und abrasiven Verschleiß [Reichenbacher 2010]

Alle Verschleißvorgänge können weitgehend auf vier grundlegende Verschleißmechanismen zurückgeführt werden [Ewendt 1989]:

- *Adhäsion*: Adhäsionsverschleiß tritt auf, wenn die Kontakte lokal stark aufeinander gepresst und Mikrooberflächenrauigkeiten der Gleitpartner kaltverschweißt werden. Bei einer anschließenden Bewegung der Festkörperoberflächen wird das Material abgeschert.
- *Tribochemische Reaktionen*: Unter einer tribochemischen Reaktion versteht man die chemischen Reaktionen zwischen den Elementen, die am Verschleißvorgang beteiligt sind. Die chemischen Reaktionen werden durch reibbedingte Temperaturerhöhung sowie entstandene Gitterfehler hervorgerufen. Die gebildeten Reaktionsschichten können sich sowohl positiv als auch nega-

tiv auswirken. Oxidschichten geringer Scherfestigkeit reduzieren Reibung und Verschleiß, während harte Oxidschichten auf weichem Metall (Al_2O_3 auf Al) abplatzen können und anschließend abrasiv wirken. Zusätzlich können Oxidschichten die Adhäsion einschränken.

- *Oberflächenzerrüttung oder Ermüdung:* Oberflächenzerrüttung oder Ermüdungsverschleiß wird durch wechselnde Oberflächenbeanspruchungen eines Werkstoffes hervorgerufen. Es kommt zu Mikrorissen und nachfolgendem tiefen Ausbrechen ganzer Werkstoffteilchen aus der Oberfläche
- *Abrasion:* Abrasion tritt bei deutlichen Härteunterschieden zwischen Grund- und Gegenkörper oder Grundkörper und Zwischenschicht auf. Bei der 2-Körper-Abrasion dringen Rauigkeitsspitzen des harten Gegenkörpers in die weichere Oberfläche des Grundkörpers ein und entfernen daraus Material durch Furchen, Spanen und Brechen. Bei der 3-Körper-Abrasion dringen entweder die harten Körner des Zwischenmittels in einen der Gleitpartner ein und furchen den anderen oder verformen rollend den Grundkörper.

In der Praxis treten die Verschleißmechanismen nebeneinander auf. Nur bei der Oberflächenzerrüttung und der Abrasion werden ganze Partikel abgelöst. Bei Verschleißvorgängen mit mineralischen Gegenkörpern bestimmt neben der Mechanik der Beanspruchung hauptsächlich die Kombination der Gesteinsparameter den Verschleiß.

Der Verschleiß ist proportional zur Eindringtiefe. Der spezifische Verschleiß, also Verschleiß pro gebrochenem Gebirgsvolumen, ist unabhängig vom Vorschub (Eindringtiefe) und proportional zu $1/\sqrt{s}$, wobei s der Spurbstand ist. Eine Verdopplung des Spurbstandes und damit Halbierung der Meißelzahl müsste die spezifische Verschleißrate auf 70 % reduzieren. Dem stehen verfahrenstechnische Probleme gegenüber.

3 Stand der Technik

Da die realitätsnahe Simulation von Bohr- und Schneidprozessen mittels der DEM bzw. Partikelmethode Bruch- und Schädigungsprozesse korrekt abbilden muss, seien an dieser Stelle wesentliche Arbeiten vorgestellt, die sich dem Thema der mikromechanischen Schädigung unter mechanischer Belastung widmen.

3.1 Rollenmeißel

3.1.1 Experimentelle Untersuchungen

In der Dissertation von Inkmann [1982] wurden umfangreiche Untersuchungen zum Schneidverhalten und dem Einstanzverhalten von Diskenmeißeln gemacht. Es wurde gezeigt, dass die Ergebnisse aus Stanzversuchen, die mit einem Diskenmeißel in Originalgröße in einer Druckprüfmaschine durchgeführt wurden, ziemlich gut mit Schneidversuchen in einer aufwändigeren Versuchsanordnung und mit Praxisdaten aus einer Tunnelbohrmaschine übereinstimmen.

Mit Hilfe der relativ einfach durchzuführenden Stanzversuche kann die Vortriebsgeschwindigkeit von Tunnelbohrmaschinen relativ gut vorausgesagt werden.

Der erste Versuch in jeder Probe diente in der Regel als „Einbruch“. Zunächst wurde eine Ausgangskraft von 500 N auf den Prüfkörper angelegt, anschließend wurde die Kraft gesteigert. Bis zum ersten Bruch erfolgt kaum eine Beschädigung der Probe. Dann kam es zum Absplittern der ersten kleinen Gesteinsstücke, und es bildete sich eine kleine Aufbauschneide aus zerdrückten Mineralbestandteilen unter dem Meißelsegment. Am Ende des Versuchs (Abbildung 27a) ist bei einer gebrochenen Probe zu erkennen, dass der in seinem Gefüge veränderte und teilweise zerstörte Gesteinsverband etwa fünfmal tiefer in die Probe reicht, als der Prüfkörper in die Probe eingedrungen ist (Abbildung 27b).

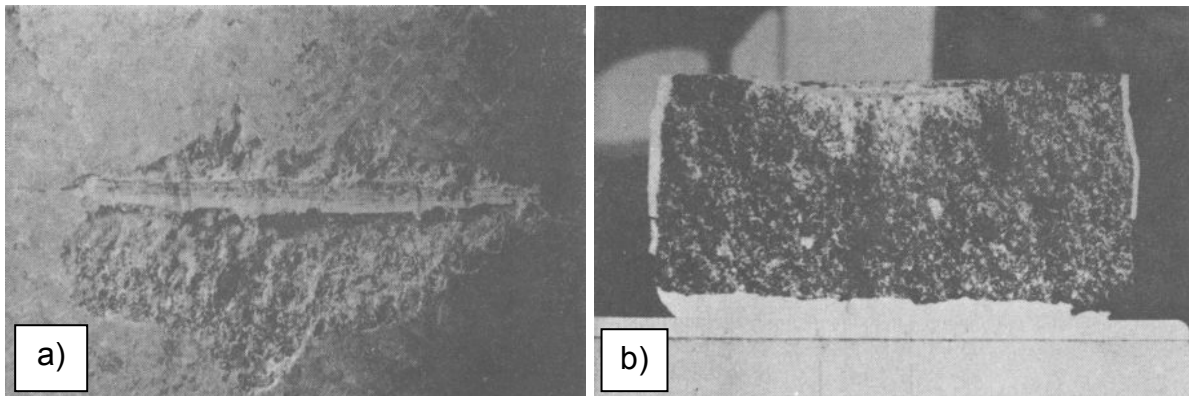


Abbildung 27: a) Gesteinsoberfläche am Ende eines Stanzversuches, b) Zerstörung des Gesteins unterhalb des Diskensegmentes, Gestein: Granodiorit [Inkmann 1982]

Wird bei dem Einbruch während der Belastung die Kraft regelmäßig auf Null zurückgefahren, so sind die erforderlichen Andruckkräfte 20 % niedriger als wenn die Probe kontinuierlich belastet wird. Um die Versuche näher an die Praxis zu halten, wurden die nachfolgenden Experimente alle mit regelmäßiger Entlastung der Probe durchgeführt (Abbildung 28). Außerdem bestätigten sich die Beobachtungen von Lawn & Swain [1975] (Abbildung 25) in den Versuchen.

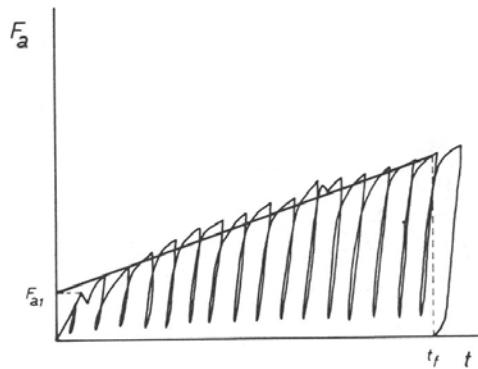


Abbildung 28: Kraftverlauf bei einem einzelnen Stanzversuch und Linearisierung, t: Eindringtiefe [Inkmann 1982]

Neben dem Einbruch wurden weitere Stanzversuche mit unterschiedlichem Abstand platziert. Diese sind von größerem Interesse als der Einbruch, da auch die Meißel einer Tunnelbohrmaschine einen bestimmten Abstand zueinander haben.

In Abbildung 29 ist die Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Schnittbreiten für Kalkstein (Tabelle 1) dargestellt.

Tabelle 1: Eigenschaften vom verwendeten Kalkstein [Inkmann 1982]

Druckfestigkeit	117 MPa
Zugfestigkeit	6 MPa
Scherfestigkeit	14 MPa
Dichte	2,7 g/cm ³
E-Modul	62,1 GPa

Die Kraftverläufe sind linearisiert. Da bei einem rollenden Meißel jeweils nur die vordere Hälfte in das Gestein eindringt, wurden die Kräfte hier halbiert. Die Kräfte für die Einzelschnitte liegen deutlich über denen bei unterschiedlichen Schnittbreiten.

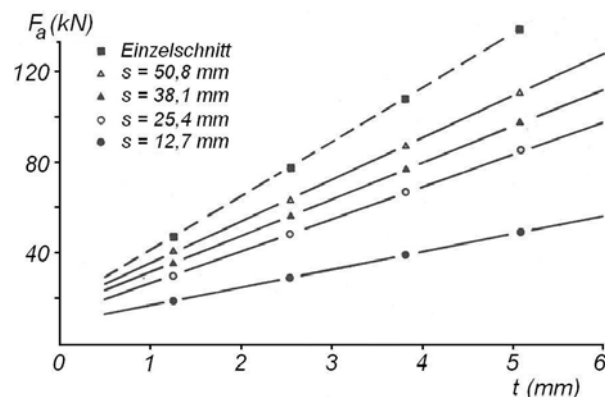


Abbildung 29: Andruckkraft F_a in Abhängigkeit von der Eindringtiefe t bei verschiedenen Schnittbreiten s für Kalkstein (linearisiert, Kraft halbiert) [Inkmann 1982]

Die Andruckkraft in Abhängigkeit der Schnittbreite ist in Abbildung 30 dargestellt. Die Kräfte steigen bei kleinen Schnittbreiten zunächst stark an und gehen zwischen 25 mm und 30 mm in einen linearen Verlauf über.

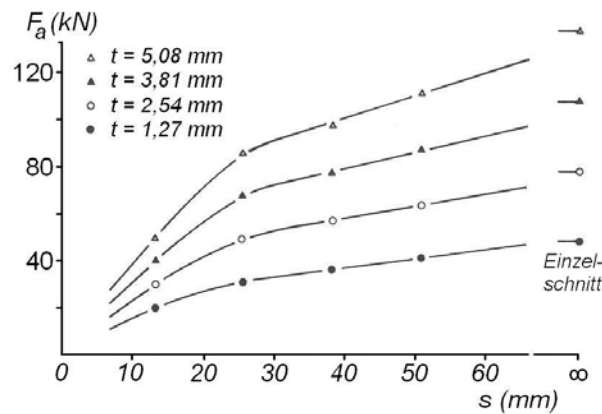


Abbildung 30: Andruckkraft F_a in Abhängigkeit von der Schnittbreite s bei verschiedenen Eindringtiefen t für Kalkstein (linearisiert, Kraft halbiert) [Inkmann 1982]

In Abbildung 31 ist zu erkennen, dass sich beim zweiten Stanzversuch, parallel zum Einbruch, eine Gesteinsrippe zwischen den beiden Eindrücken ablöst. Die Bruchwirkung verläuft im Gegensatz zum Einzelschnitt fast ausschließlich in Richtung des bereits vorhandenen Einbruches. Dies liegt daran, dass vom Einbruch bereits Risse zwischen Einzelschnitt und dem zweiten Eindruck vorhanden sind, auf die der zweite Schnitt bevorzugt wirkt.

Diese Stanzversuche verursachen auch eine seitliche Kraft (die Freischnittkraft) in Richtung des Einbruches, da das Gestein in Richtung dieser Freifläche wegbricht.

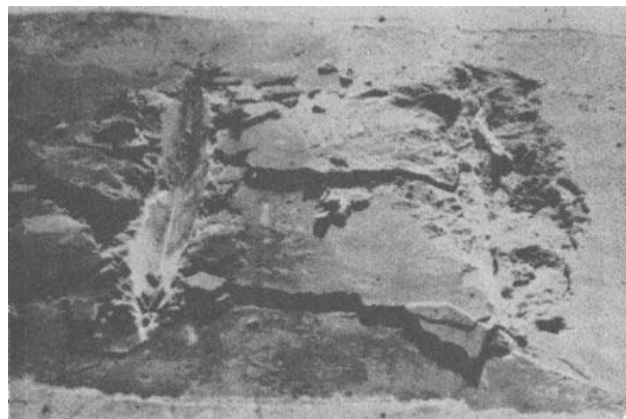


Abbildung 31: Gesteinsoberfläche nach einem Stanzversuch (Dolomit, Schnittbreite 76,2 mm) [Inkmann 1982]

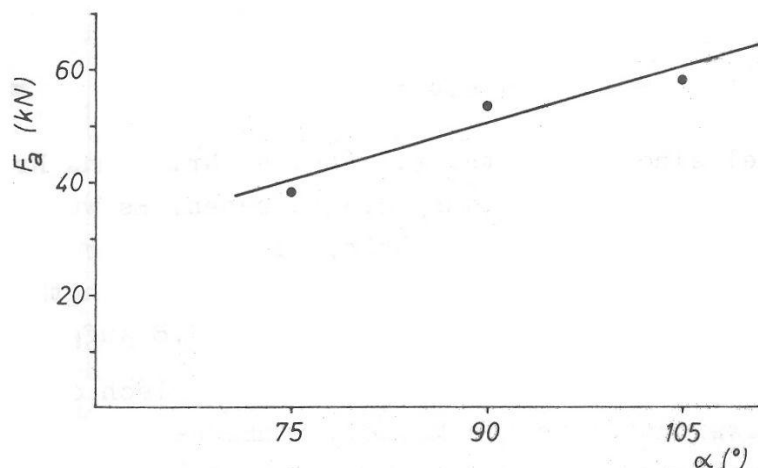


Abbildung 32: Abhängigkeit der Andruckkraft vom Schneidkantenwinkel (Granit, Eindringtiefe 2,54 mm, Schnittbreite 25,4 mm) [Inkmann 1982]

In Abbildung 32 ist die Abhängigkeit der Andruckkraft vom Schneidkantenwinkel dargestellt. Die Andruckkraft steigt mit größer werdendem Schneidkantenwinkel an.

Die Kraft steigt auch mit größer werdendem Meißeldurchmesser. Dies liegt daran, dass die Berührungsfläche von Gestein und Diskenmeißel bei größerem Meißeldurchmesser steigt.

Abschnitt 4.2 zeigt eigene numerische Nachrechnungen dieser Versuche.

3.1.2 Simulation der Rollenmeißel

Bei einer Tunnelbohrmaschine rollen die Schneiden über die Tunneloberfläche und erweitern die zerstörte Zone kontinuierlich [Gong et al. 2006a]. Von der zerstörten Zone breiten sich Risse aus. Diese erreichen die freie Oberfläche oder treffen auf die Nachbarrisie. In beiden Fällen platzt Material ab.

Der Wechselwirkungsprozess wird durch Parameter wie den wirkenden Kräften, dem Abstand zwischen zwei Schneidelementen sowie den Gesteinseigenschaften beeinflusst. Ist der Abstand zwischen zwei Schneiden zu groß, entwickeln sich Risse in Richtung Schneidoberfläche. Es bilden sich kleine dreieckige Bruchstücke. Das Material zwischen zwei Schneidelementen bleibt intakt und es wird ein Grat in der Mitte gebildet. Ist der Abstand zu klein oder die Kraft zu hoch, entwickeln sich längere, aber ineffektive Risse nach innen. Zwischen den Schneiden bildet sich eine Mulde. Bei einem optimalen Abstand breiten sich die Risse zu den Nachbarschneiden in einer relativ geraden Linie aus, die die kürzeste Distanz für die Rissausbreitung darstellt.

In der Praxis sind zwei Mechanismen anwendbar, um das Gestein durch Rollenmeißel zu brechen. Der erste ist der Einzeldurchlaufschneidprozess, wo der Abstand und die Eindringtiefe so groß sind, dass angrenzende Schnitte wechselwirken und dadurch Gestein ausbricht. Der zweite ist ein Mehrdurchlaufsschneidprozess, wo mehrere Überfahrten an derselben Stelle notwendig sind, um Gestein auszubrechen. Dies hat zwei Gründe. Der erste ist, dass die Schneidenbelastung nicht ausreicht, um das Gestein zu brechen. Der andere Grund ist, dass bei der Überfahrt der Rollenmeißel die Zeit nicht ausreicht, um ausreichend tiefe Risse zu erzeugen. Die Hauptvorteile des Einzeldurchlaufschneidprozesses sind a) die Oberfläche der Schneidkerbe ist ebener, b) die Bohrkleinbildung ist mehr oder weniger kontinuierlich, c) die erforderliche Rolldistanz eines Diskenmeißels, um ein bestimmtes Volumen Haufwerk zu produzieren, ist relativ kurz. Der Mehrdurchlaufsschneidprozess bedeutet eine höhere Schneidkopf vibration, höhere Lastunterschiede und einen stärkeren Schneidverschleiß pro herausgelöstem Gesteinsvolumen.

Dieser Prozess wurde mit UDEC [Itasca 2011a] simuliert, wobei das Modell eine Größe von 0,6 m x 0,6 m hat. Die Schneiden werden durch Kräfte, die auf einer Breite von 15 mm wirken, simuliert. Die Zonengröße im Modell beträgt 5 mm. Das simulierte Material ist Granit.

Abbildung 33 zeigt den Risseinleitungs- und Ausbreitungsprozess im Gestein bei einem Schneidenabstand von 70 mm. Zunächst wirkt jede Schneide unabhängig. Wenn sich die Risse aus beiden Schneiden vereinigen, wird ein Chip gebildet (c). Mit weiterem Eindringen entwickeln sich die Risse abwärts und seitwärts (d und e).

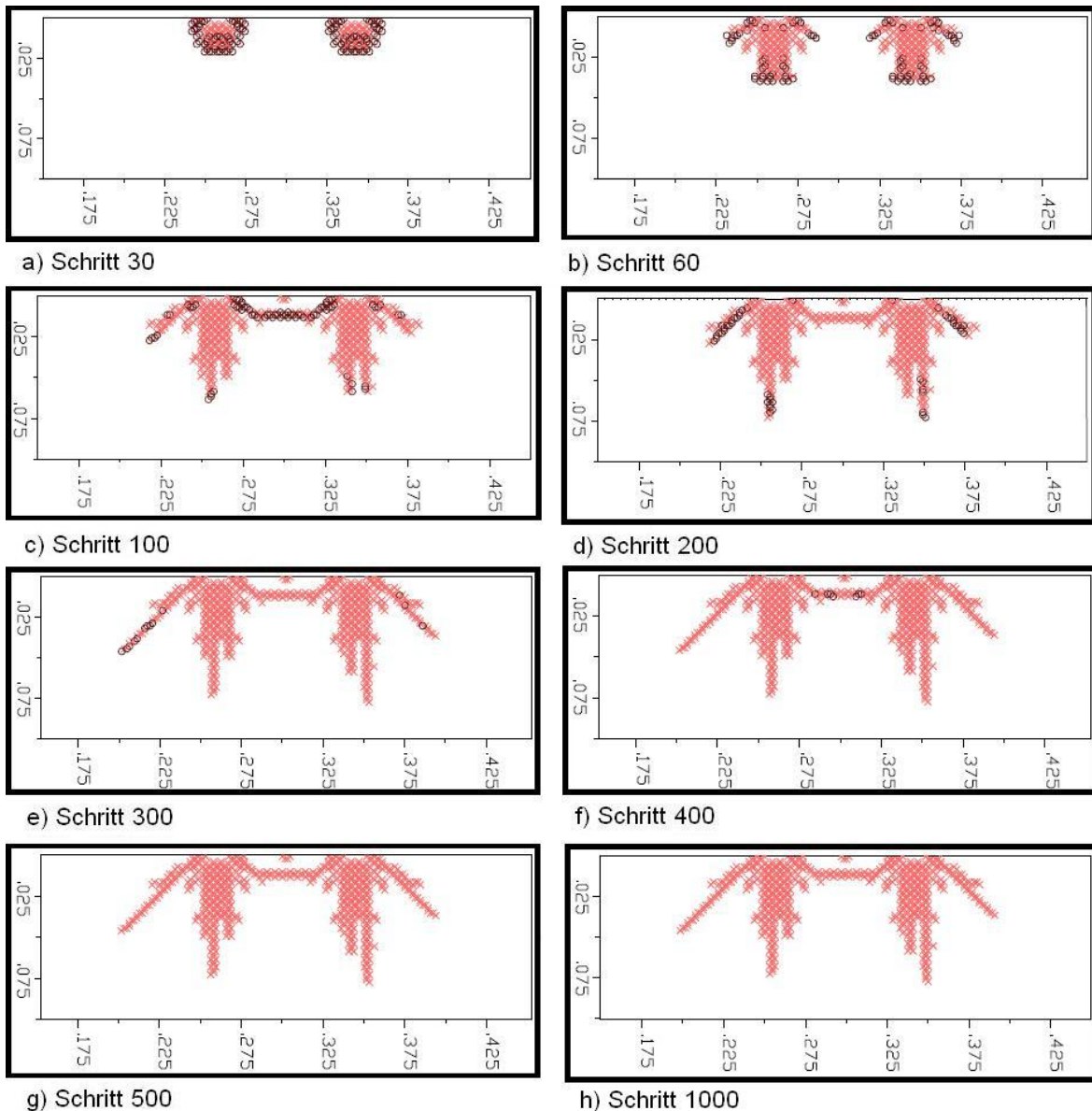
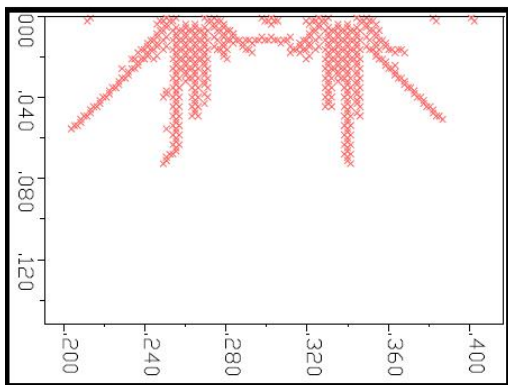
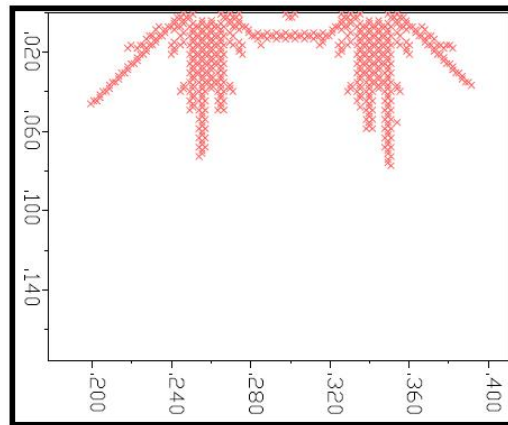


Abbildung 33: Interaktionsprozess mit zwei Schneiden bei einem Schneidenabstand von 70 mm (schwarzer Kreis bedeutet Zugversagen, rotes Kreuz bedeutet Scherversagen) [Gong et al. 2006a]

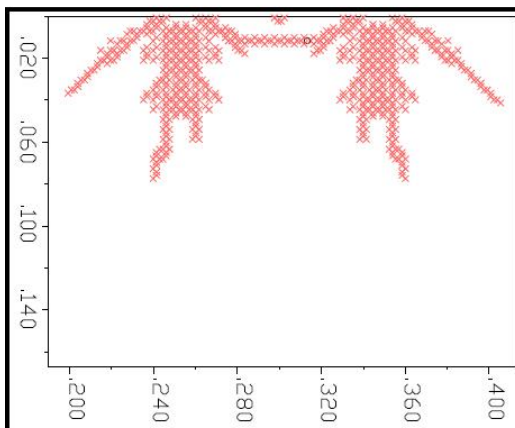
Der Abstand zwischen den beiden Schneiden beeinflusst das Spannungsfeld, die Größe des abgeplatzten Bereiches und damit die Effizienz des Prozesses. Der Abstand wurde hier von 60 mm bis 110 mm variiert. Form und Dicke der Gesteinschips ändern sich mit dem Schneidenabstand (Abbildung 34). In Tabelle 2 sind die Spannungen an den Schneidelementen, die Chipdicke und die Chipfläche dargestellt. Je kleiner das Verhältnis aus Chipweite zu Chipdicke ist, desto näher ist die Form am Quadrat und die Effizienz der Tunnelbohrmaschine wächst. Ist das Verhältnis höher, dann kommt es häufiger zum Abplatzen und die Vibration des Bohrkopfes ist geringer. Das Verhältnis der Chipfläche zur Spannung beim Abplatzen verhält sich umgekehrt proportional zum Eindringen des Werkzeuges. Die letzte Spalte zeigt das Verhältnis aus P_{CS} zu P_{60} , wobei P_{CS} die Eindringrate bei dem jeweiligen Schneidenabstand ($CS=cutter\ spacing$) und P_{60} die Eindringrate bei einem Schneidenabstand von 60 mm ist.



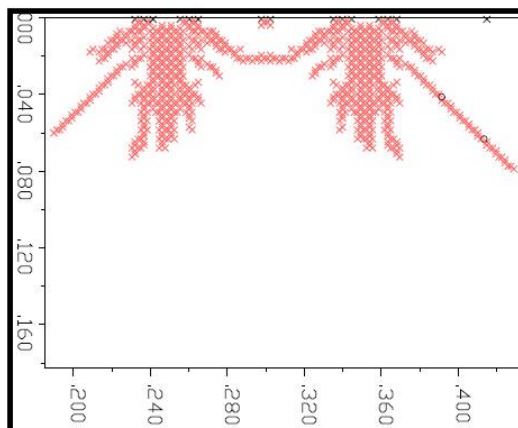
Schneidenabstand: 60 mm



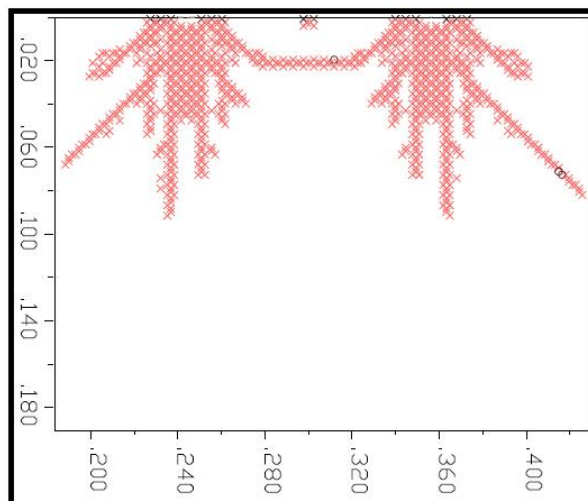
Schneidenabstand: 70 mm



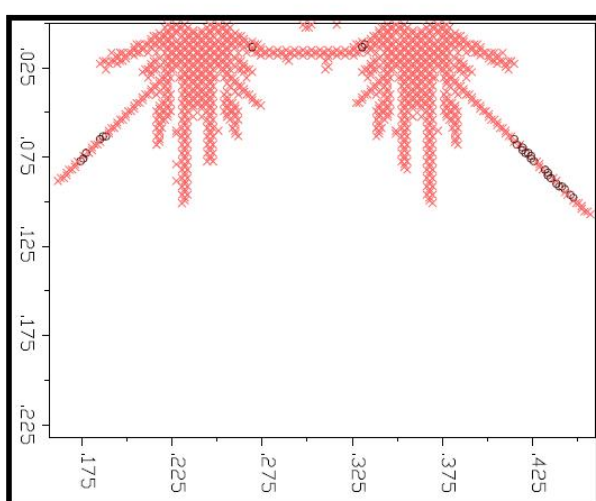
Schneidenabstand: 80 mm



Schneidenabstand: 90 mm



Schneidenabstand: 100 mm



Schneidenabstand: 110 mm

Abbildung 34: Bruchbildung bei verschiedenem Schneidenabstand (schwarzer Kreis bedeutet Zugversagen, rotes Kreuz bedeutet Scherversagen) [Gong et al. 2006a]

Tabelle 2: Effekt des Schneidenabstandes auf die Eindringung der Tunnelbohrmaschine
[Gong et al. 2006a]

Schneiden- abstand (mm)	Span- nung (MPa)	Chipdicke (mm)	Chipfläche (cm ²)	Chipweite/ Chipdicke	Verhältnis Chipfläche/Spannung (cm ² /MPa)	P_{CS}/P_{60}
60	160.00	13.08	5.73	4.59	0.0358	1.00
70	161.00	14.00	7.70	5.00	0.0478	1.34
80	165.00	17.60	10.14	4.55	0.0614	1.72
90	194.00	23.00	13.80	3.91	0.0711	1.99
100	210.00	24.00	18.00	4.17	0.0857	2.39
110	245.00	20.00	17.00	5.50	0.0694	1.94

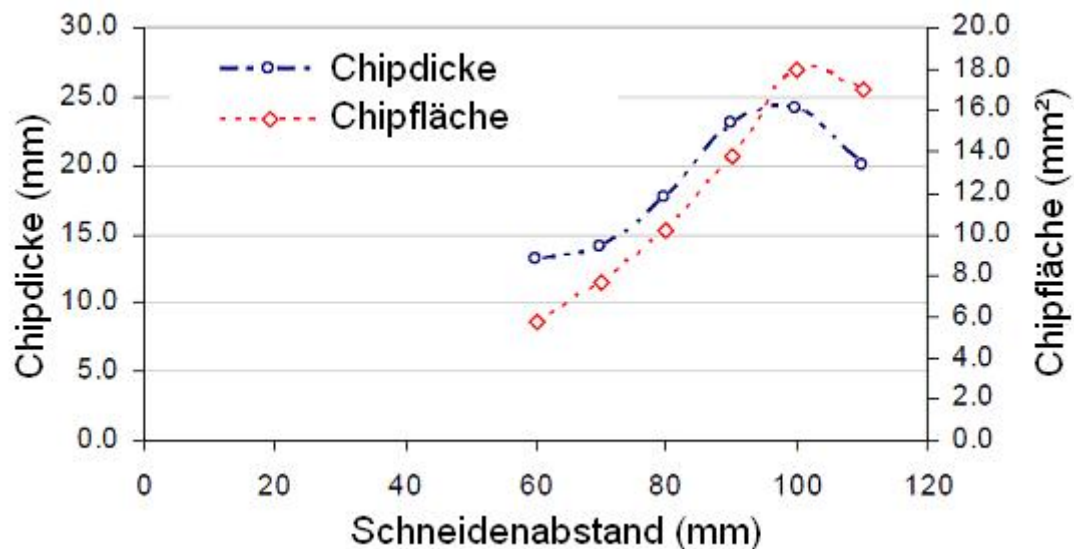


Abbildung 35: Chipdicke und Chipfläche bei verschiedenen Schneidenabständen
[Gong et al. 2006a]

In Abbildung 35 sind Chipdicke und Chipfläche in Abhängigkeit des Schneidenabstandes gezeigt. Die Chipdicke und –fläche steigen mit dem Schneidenabstand bis zu einem Abstand von 100 mm, danach sinken sie wieder. In Abbildung 36 sind das Verhältnis aus Chipweite zur Chipdicke, P_{CS}/P_{60} und die Schneidenspannung in Abhängigkeit des Schneidenabstandes dargestellt. Die notwendige Spannung, um das Gestein zu brechen, steigt mit dem Schneidenabstand. Das Verhältnis aus P_{CS}/P_{60} erreicht den größten Wert 2,39 wenn der Schneidenabstand 100 mm beträgt (optimaler Schneidenabstand).

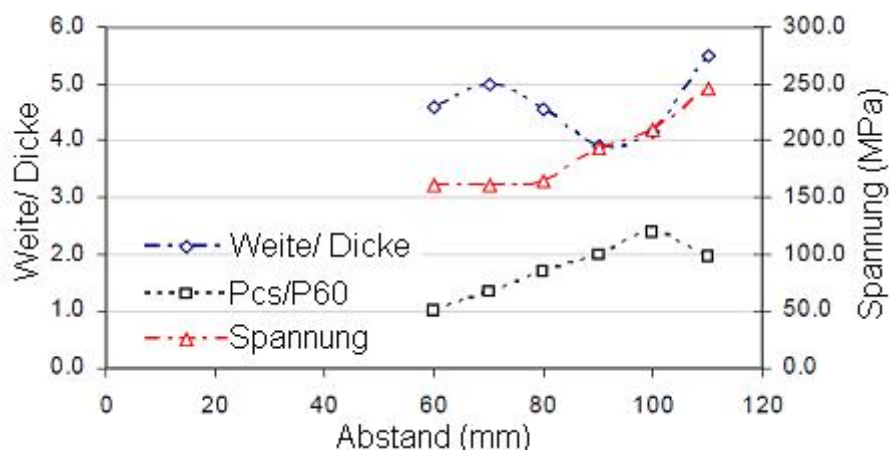
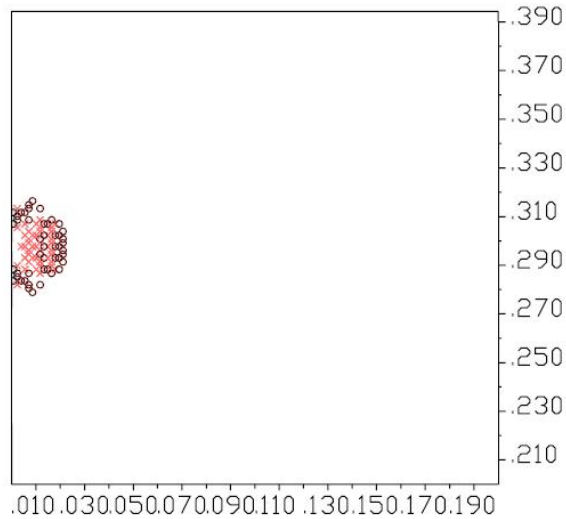
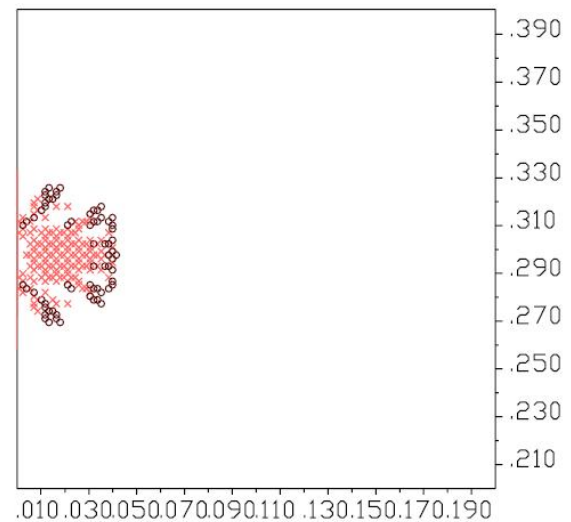


Abbildung 36: Verhältnis der Chipweite zur Chipdicke, P_{CS}/P_{60} und Spannung bei verschiedenen Schneidenabständen [Gong et al. 2006a]

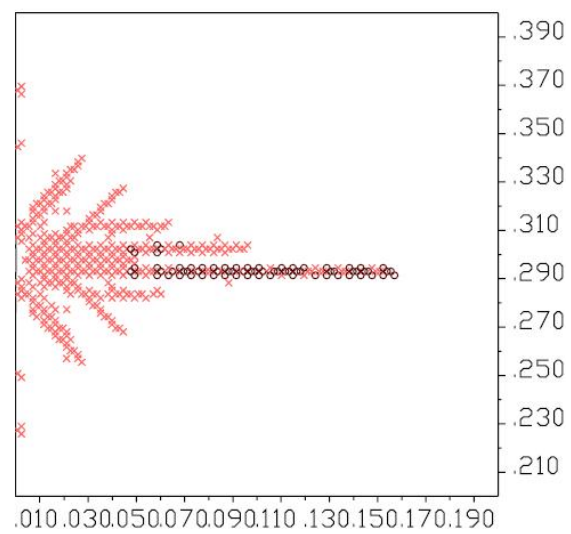
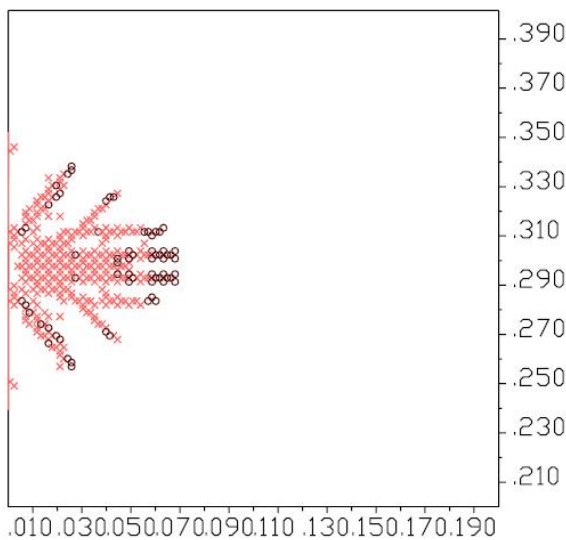
In einer weiteren Arbeit von Gong et al. [2006b] wurde der Einfluss von Klüften auf die Gesteinszerstörung einer Tunnelbohrmaschine mit UDEC simuliert. In Abbildung 37 ist der Prozess zunächst ohne Klüfte gezeigt. Es bildet sich eine zerstörte Zone unter der Schneide (a), von der sich Risse ausbreiten (c). Klüfte können dafür sorgen, dass die Rissausbreitung endet (Abbildung 38). Mit steigendem Kluftabstand steigt der Spanwinkel. Bei einem Abstand von 500 mm ähnelt das Bruchmuster dem einer Einzelschneideneinstanzung ohne Klüfte.



(a)



(b)



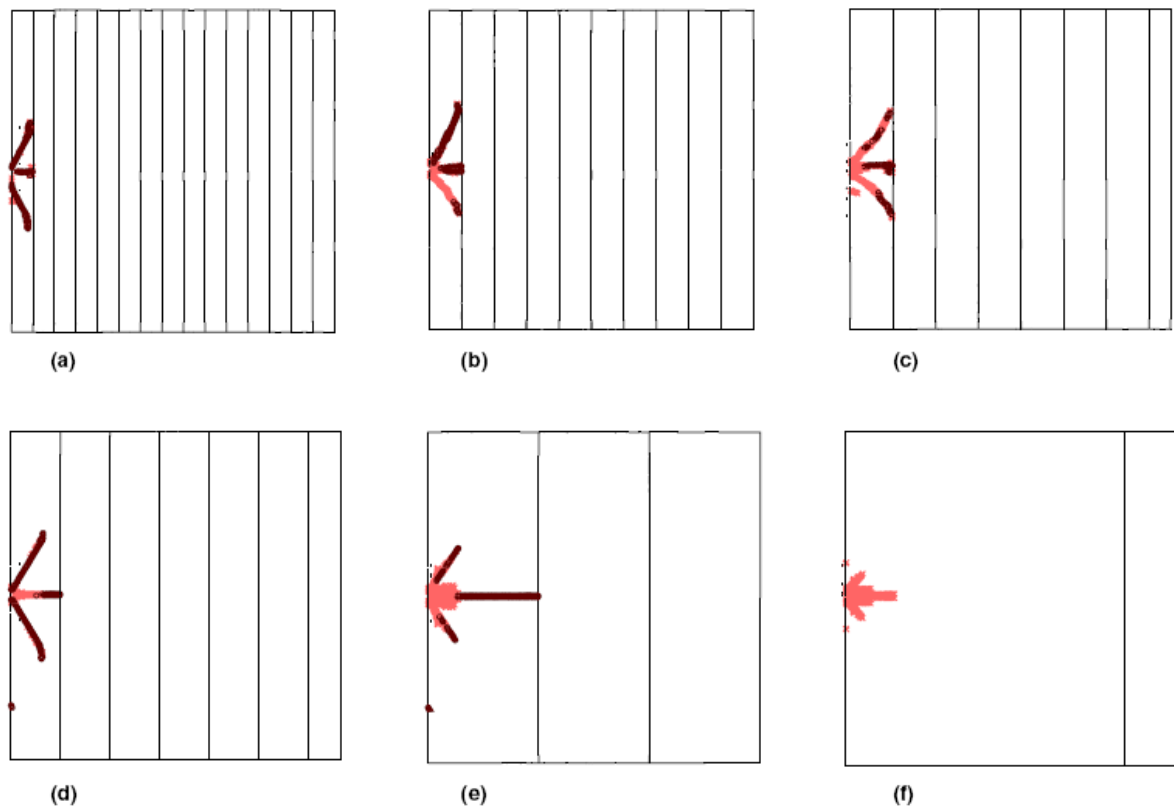
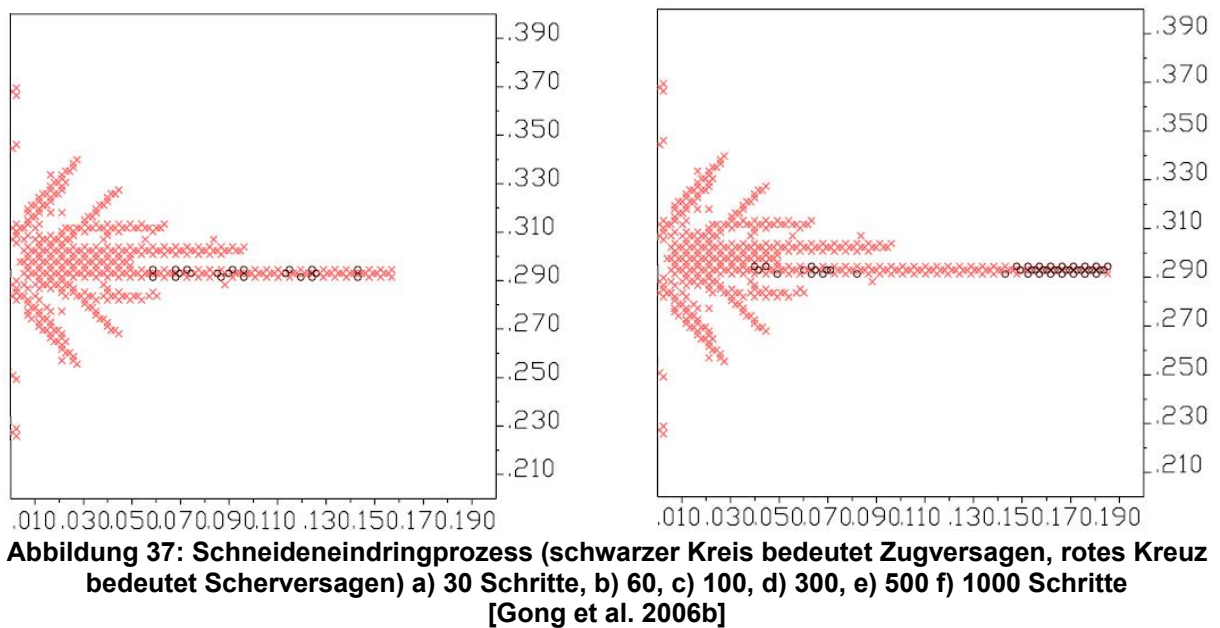


Abbildung 38: Bruchmuster mit verschiedenem Kluftabstand: a) 40 mm, b) 60 mm, c) 80 mm, d) 90 mm, e) 200 mm, f) 500 mm [Gong et al. 2006b]

Das geklüftete Gestein benötigt weniger Kraft, um gebrochen zu werden. Die notwendige Spannung, um Risse zu erzeugen, steigt mit zunehmendem Kluftabstand. Übertragen auf die Eindringrate der Tunnelbohrmaschine bedeutet das, dass diese mit steigendem Kluftabstand sinkt. Bei weniger oder gleich 40 mm Kluftabstand ist die Eindringrate neunmal so hoch wie im homogenen Gestein. In der Praxis ist die Gesteinsbearbeitung ein kontinuierlicher Prozess. Die Disken treffen auf vorgeschädigtes Gestein. Dies ist der Hauptgrund für die größere Vortriebsgeschwindigkeit in der Praxis.

3.2 Simulation von mechanischen Zerkleinerungsprozessen

Blömer & McNamara [2008] untersuchten, inwieweit man mit der Diskreten Elemente Methode (DEM) die Zerkleinerbarkeit viskoelastischer Stoffe vorhersagen kann und ob sich Zerkleinerungsmaschinen optimieren lassen.

In dem Projekt wurden Kugeln als diskrete Elemente ausgewählt. Wenn sich zwei Kugeln überlappen, wirken abstoßende Kräfte. Außerdem wirken dann Dämpfungskräfte, die die Normalkomponente der Relativgeschwindigkeit bremsen, und eine Reibungskraft in tangentialer Richtung. Diese ist proportional zur tangentialen Komponente der relativen Geschwindigkeit der Oberflächen zueinander im Berührungspunkt.

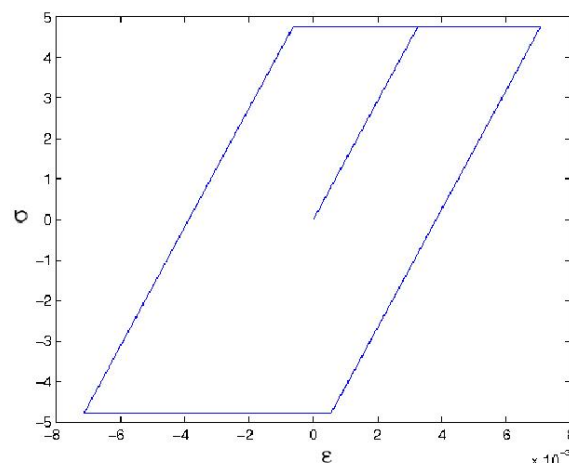
Zur Simulation der Kohäsion der Elemente wurden zunächst nur elastische Federn verwendet. Dieser einfache Ansatz kann jedoch die experimentellen Ergebnisse nicht zufriedenstellend wiedergeben. Deshalb wurden benachbarte Elemente nun zusätzlich durch 3D-Biegebalken miteinander verbunden. Diese können Biege- und Torsionskräfte übertragen.

Die Verbindungen zwischen den Elementen brechen bei Überlastung. Zum Bruch kommt es bei Überschreitung der Festigkeit in Dehnung oder Torsion. Ein gebrochener Balken wird aus der weiteren Rechnung entfernt. Die Schwellwerte sind Zufallswerte. Jedoch hat der Zufallsparameter k keinen großen Einfluss auf die Ergebnisse, die zufällige Packung der Elemente hat den größeren Einfluss.

Zur Beschreibung plastischen Verhaltens wurden zwei unterschiedliche Ansätze implementiert.

Plastizität bei Zugbeanspruchung (Mikroplastizitäts-Modell):

Die Balken verhalten sich zunächst elastisch. Ab einer bestimmten Grenzdeformation folgt ein weiterer linearer Bereich mit einem niedrigeren E-Modul. Die Spannung steigt bei fortschreitender Dehnung solange weiter, bis ein Bruch oder eine Entlastung eintritt. Die Entlastung erfolgt wieder mit dem ursprünglichen E-Modul. Somit ergibt sich eine Hysterese mit einer dauerhaften Verformung (Abbildung 39). Dabei geht Energie verloren. Nach dem Bruch wird der Balken entfernt, es werden keine neuen Balken generiert.



**Abbildung 39: Spannungs- Dehnungs-Kurve eines einzelnen Balkens
[Blömer & McNamara 2008]**

Plastizität bei Scherbeanspruchung (Scherplastizitäts-Modell):

Die Balken verhalten sich bis zum Bruch ideal elastisch. Werden jedoch zwei Elemente, die nicht oder nicht mehr miteinander verbunden sind, gegeneinander gedrückt, dann werden diese Partikel durch einen neuen, undeformierten Balken mit-

einander verbunden. Bei starker Verformung brechen sehr häufig Balken, die dann wieder miteinander verbunden werden. Hierbei wird Energie verbraucht, da gedehnte, energiegeladene Balken durch ungedehnte ersetzt werden. Mit der „healing time“ (Ausheilzeit) wird festgelegt, wie lange sich Partikel berühren müssen, bis es zur Neuausbildung einer Verbindung kommt. Bei $t_H=0$ liegt ideale Scherplastizität vor während bei $t_H=\infty$ keine Heilung mehr auftritt, wodurch sich das Material spröde verhält. Dieses Modell ist sehr gut geeignet, die großen plastischen Verformungen während der Prallzerkleinerung zu beschreiben, wie Simulationsrechnungen zeigen. Der Heilungsmechanismus wird nur aktiv, wenn der Anteil der Biegebeanspruchung gegenüber der Zugbeanspruchung hoch ist. In Abbildung 40 ist eine deformierte Kugel zu erkennen.

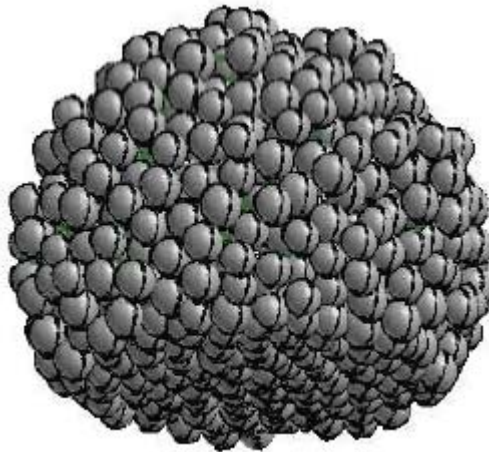


Abbildung 40: Kugel, die sich nach Prallbeanspruchung plastisch verformt hat [Blömer & McNamara 2008]

Das Modell darf keine künstlichen Artefakte erhalten, wie z.B. bevorzugte Richtungen oder Anisotropie. Die Kugeln müssen unterschiedliche Größen besitzen, wobei zwei unterschiedliche Größen ausreichen.

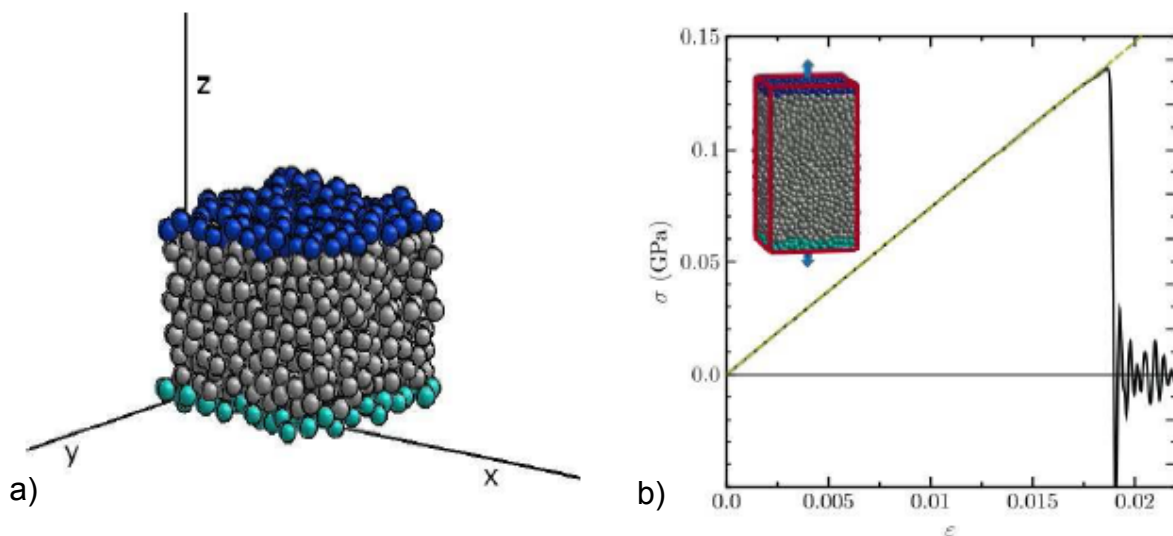


Abbildung 41: a) Quaderprobe, die obere und die untere Oberfläche (farbig markiert) können gegeneinander verschoben werden, b) Spannungs-Dehnung-Kurve einer spröden Materialprobe während eines uni-axialen Zugversuches [Blömer & McNamara 2008]

Es wurde ein Zugversuch mit dem herkömmlichen spröden Materialmodell durchgeführt (Abbildung 41). Die Kurve ist linear, bis es zu einem Sprödbbruch kommt. Für das Mikroplastizitäts-Modell wurden Zug-Kompressionsversuche simuliert (Abbildung 42a). Es zeigt sich eine glatte, symmetrische Hysteresekurve. Für das Scher-Plastizitäts-Modell wurden analoge Tests durchgeführt (Abbildung 42b).

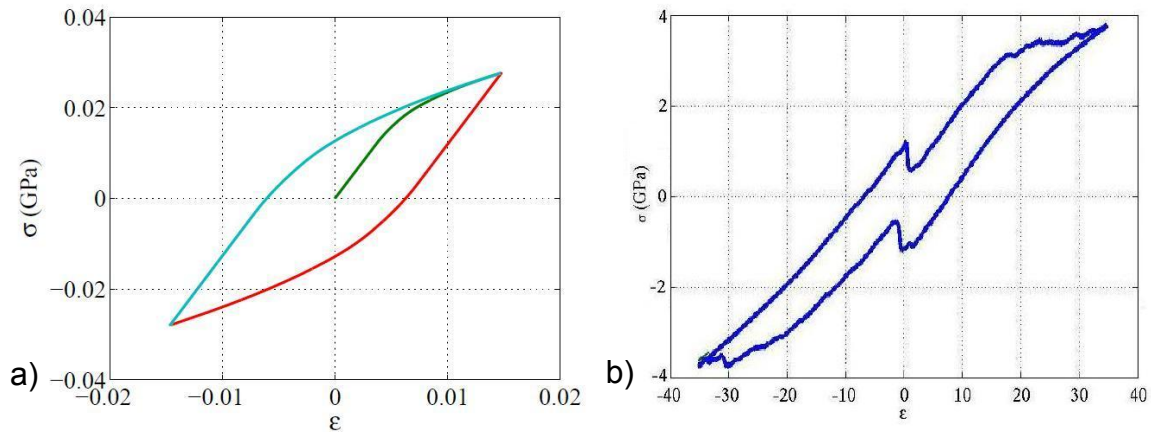


Abbildung 42: a) Spannungs-Dehnungskurve einer Probe nach dem Mikroplastizitäts-Modell; b) Spannungs-Dehnungskurve einer Probe nach dem Scherplastizitäts-Modell [Blömer & McNamara 2008]

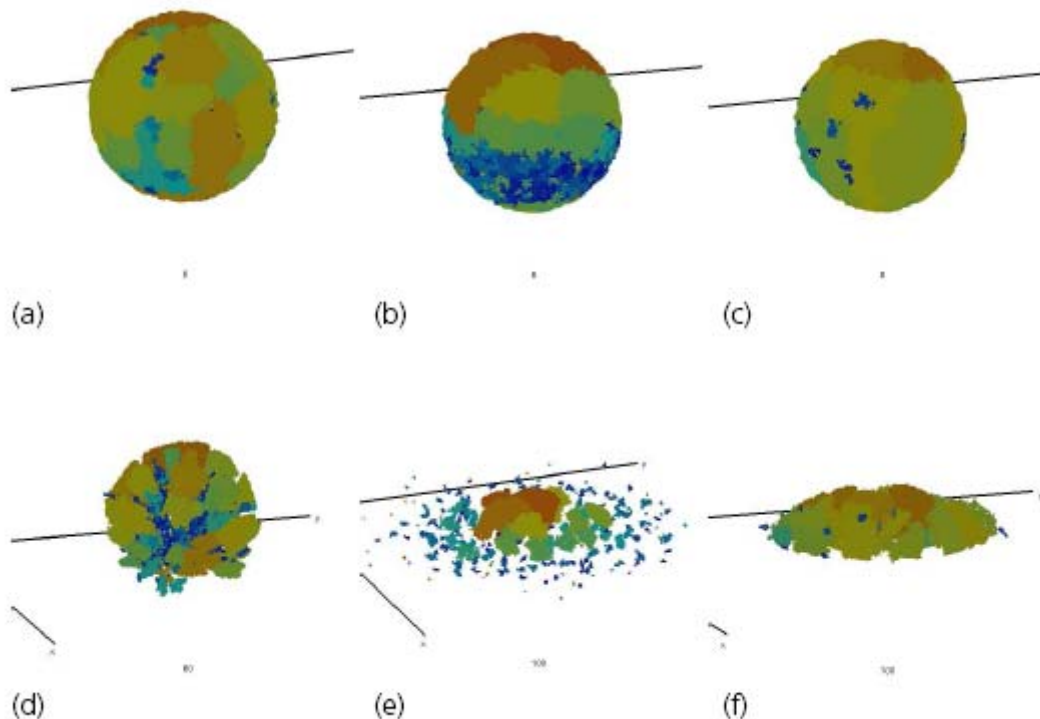


Abbildung 43: Momentaufnahmen der Proben: (a,d) Spröde Dehnung, (b,e) Spröde Biegung und (c,f) Scher-Plastizität, jeweils vor und nach der Kollision [Blömer & McNamara 2008]

Anschließend wurden Kugelpakete, die aus ca. 22000 Einzelkugeln zusammengesetzt sind, gegen eine Wand geprallt. Dazu wurden Kugeln mit dem elastischen Modell untersucht, wo ein Bruch nur durch Dehnung oder nur durch Biegung möglich ist. Außerdem wurde das Scherplastizitätsmodell mit dem Versagensmechanismus Biegung untersucht. Abbildung 43 zeigt die Simulationen. Der Fall mit dem Versagen aufgrund von Dehnung entspricht sprödem Werkstoffverhalten. Der Fall der Biege-

elastizität führt zu vielen kleinen Fragmenten und Pulver. Der biege-dominierte Fall entspricht Materialien mit sehr geringem Scherwiderstand. Hier wird deutlich weniger kleinstückiges Bruchmaterial erzeugt.

Das Mikroplastizitätsmodell (simuliert z.B. poröses plastisches Material) erlaubt keine so großen Deformationen wie das Scher-Plastizitätsmodell. Die Biegebalken verhalten sich plastisch, jedoch wird nach dem Bruch der Balken entfernt, und es werden keine neuen Balken erzeugt. Deshalb sind keine großen plastischen Verformungen möglich (Abbildung 44).

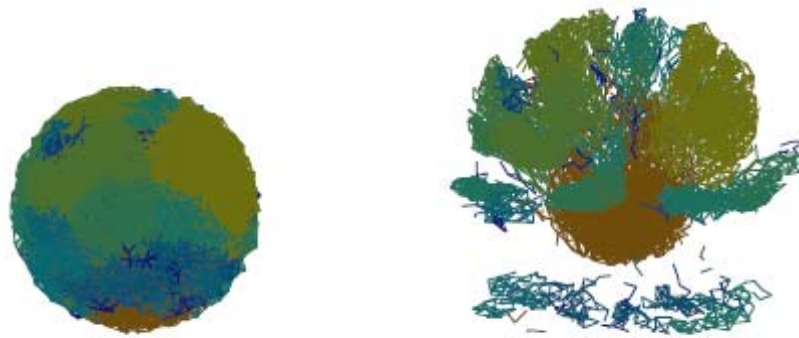
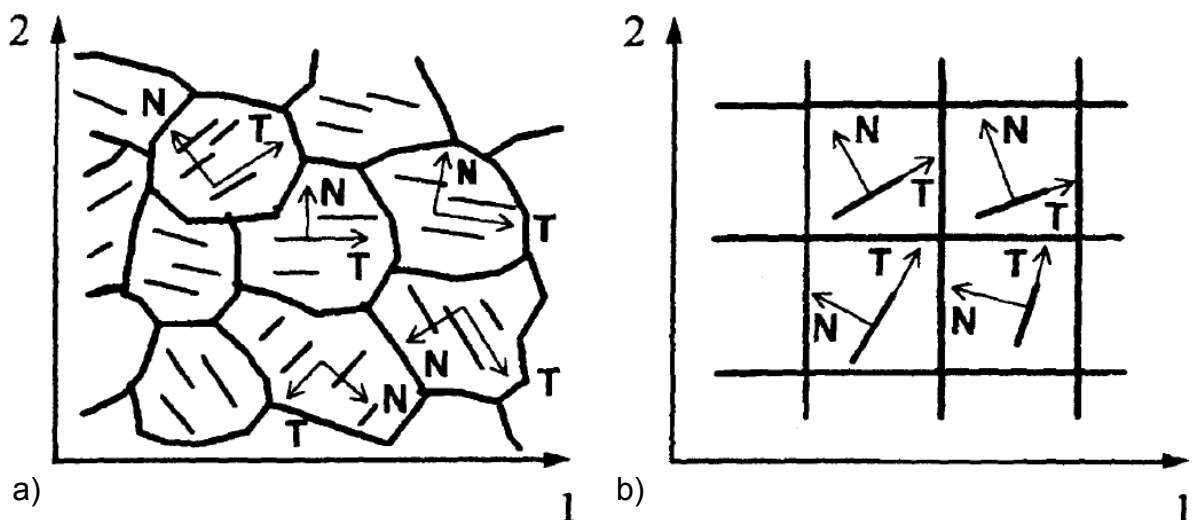


Abbildung 44: Mikroplastizitäts-Ansatz vor und nach der Kollision [Blömer & McNamara 2008]

Rossmannith et al. [1996] haben Eindringprozesse von einzelnen Warzenmeißeln simuliert. Harte Gesteine bestehen aus Körnern mit verschiedenen elastischen und anderen Eigenschaften. Die Körner sind zufällig im Material verteilt. In der numerischen Simulation besteht das Material aus rechteckigen Blöcken mit verschiedenen elastischen Eigenschaften.



**Abbildung 45: Polykristallines Gestein mit Körnern, die durch Mikrorisse geschwächt sind
a) "reale" Situation, b) vereinfachtes Modell [Rossmannith et al. 1996]**

Stavropoulou [2006] untersuchte, inwieweit sich durch Bohrversuche die Gesteinseigenschaften ermitteln lassen und inwieweit sich Bohrversuche simulieren lassen. Dazu wurden die Programme $FLAC^{2D}$ [Itasca 2011b] und PFC^{2D} [Itasca 2008a] verwendet.

Zunächst wurden die Gesteinsschneidexperimente mit $FLAC^{2D}$ simuliert. Im Modell ist die Schnitttiefe konstant, während sich in der Praxis der Bohrer spiralförmig nach unten bewegt. Das Schneidwerkzeug wird simuliert, indem auf die Knoten, die

zur geneigten Wand gehören, eine konstante horizontale Geschwindigkeit v auferlegt wird (Abbildung 46a). Zunächst wird ein horizontales Scherband gebildet, welches von der unteren Ecke der Kontaktregion startet (b). Später entwickelt sich ein zweites Scherband aus dem horizontalen Scherband, welches sich zur oberen horizontalen Ecke des Modells ausdehnt (c). Da keine weitere Deformation von diesen zwei Scherbändern angesammelt werden kann, startet ein neues Scherband von der oberen Ecke der Kontaktregion nach innen (d), welches die anderen Scherbänder an deren Schnittpunkt trifft (e). Der finale Versagensmechanismus ist in Abbildung 46f gezeigt. Daraus folgt, dass Scherbänder auch bei einem Material entstehen, welches sich nicht entfestigt, ohne schwachen Defekt oder Inhomogenität am Anfang der Simulation. Das Gestein versagt unter einem kontinuierlichen plastischen Versagensprozess statt in einem diskontinuierlichen spröden Spanprozess.

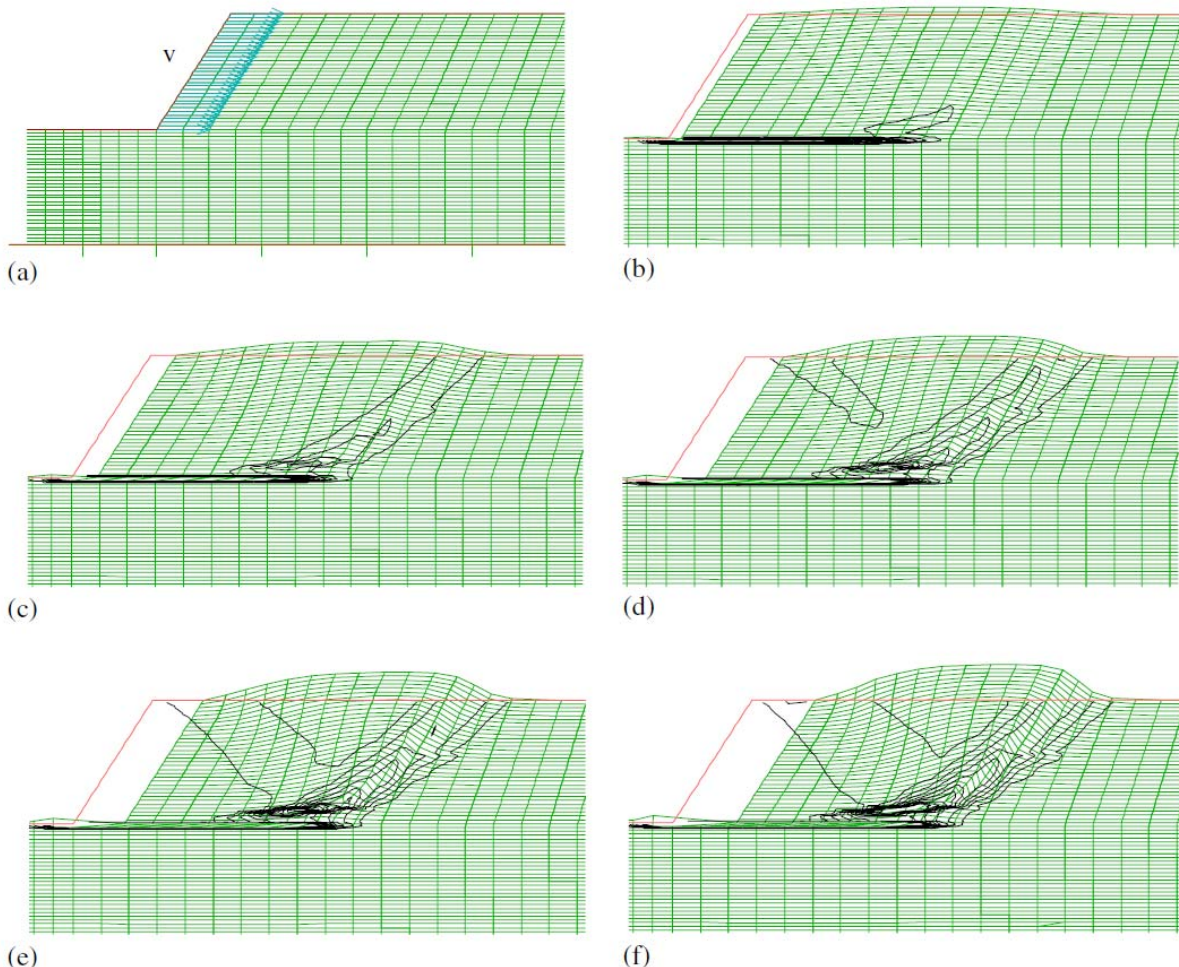


Abbildung 46: Überhöhtes deformiertes Gitter und Konturen der maximalen Scherdehnung, die den Versagensmechanismus beschreiben in der Dionysos-Marmor Schneidsimulation mit $\text{FLAC}^{2\text{D}}$ (Schneidtiefe 0,1 mm): a) Ausgangszustand (Verschiebung $u=0$ mm), b) $u=0,2$ mm, c) $u=0,4$ mm, d) $u=0,6$ mm, e) $u=0,8$ mm, f) $u=1,0$ mm [Stavropoulou 2006]

Das Modell wurde außerdem mit $\text{PFC}^{2\text{D}}$ simuliert. Der Schneidprozess wird simuliert, indem sich die Schneide horizontal nach rechts bewegt (Abbildung 47). Bevor der Schneidprozess simuliert werden kann, wird das Modell kalibriert, indem man Standardlabortests simuliert und die Mikroeigenschaften so lange justiert, bis eine gute Übereinstimmung mit folgenden mechanischen Eigenschaften vorliegt: Tangentialer Deformationsmodul, tangentiales Poissonverhältnis, einaxiale Druckfestigkeit und die triaxiale Druckfestigkeit (maximale Axialspannung bei verschiedenen Umge-

bungsspannungen). Dazu wurde eine Serie von zweidimensionalen einaxialen und triaxialen Druckversuchen simuliert.

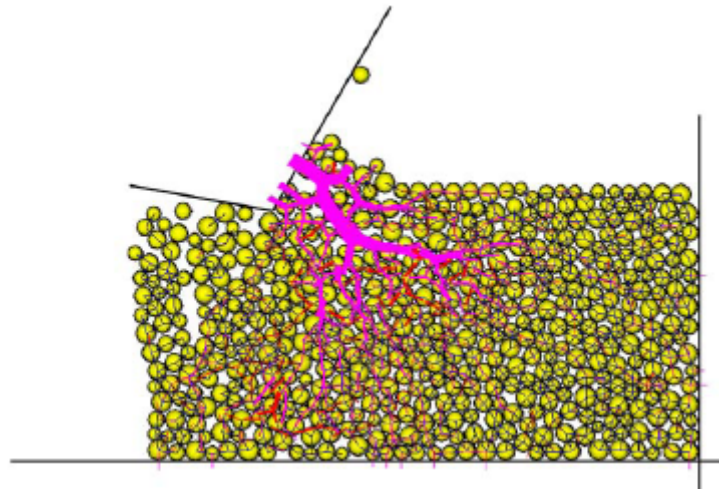


Abbildung 47: Kontaktkräfte (Zugkräfte rot, Druckkräfte magenta) und Partikelverbindungen, relative Schnitttiefe: dreifacher durchschnittlicher Partikelradius [Stavropoulou 2006]

Folgende Parameter werden aufgenommen:

- Horizontal- und Vertikalkraft an der Schneide
- Schädigungen, die sich bemerkbar machen durch Intensität, Ort und Orientierung der Mikrorisse und die Vereinigung zu Makrorissen
- Kraftverteilung im Modell

Folgende Ergebnisse wurden erhalten:

- Wenn der Meißel das körnige Gestein berührt, bauen sich Kräfte auf, bis Mikrorisse erzeugt werden. Die Kräfte fallen leicht ab, wenn kleine Risse erscheinen.
- Verschmelzen von Mikrorissen zu einem Makroriss mit einer baumstammförmigen Spiralgeometrie, der sich von der Meißelspitze zur Gesteinsoberfläche ausbreitet.
- Schnelles Loslösen der gespeicherten Energie im Meißel und Fallen der Schneidkräfte
- Erneutes Aufbauen der Kräfte, bis ein Hauptbruch erscheint, der Zyklus wiederholt sich.

Die Schneidkräfte in Abhängigkeit der Verschiebung sind in Abbildung 48 dargestellt. Die lokalen Spitzenwerte im Kraftverlauf kommen vom Brechen von Verbindungen zwischen Partikeln, während die höheren Peaks mit dem Zusammenwachsen von Mikrobrüchen oder der Bildung von Gesteinssplittern zusammenhängen. Teilweise steigt die Kraft im Laufe der Zeit an, was mit dem Schieben von losem Material zusammenhängt.

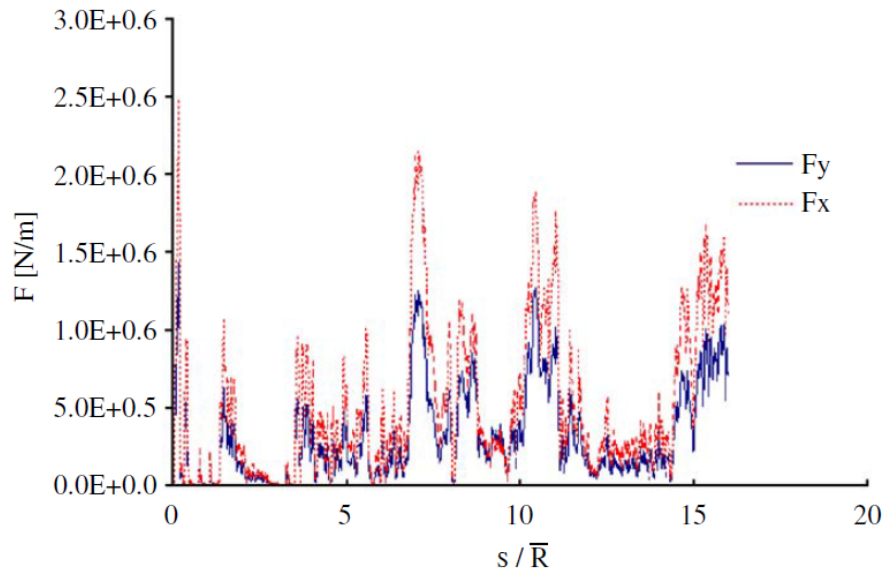


Abbildung 48: Kraft in Abhängigkeit der Verschiebung mit der Schnitttiefe = dreifacher durchschnittlicher Partikelradius [Stavropoulou 2006]

Wang et al. [2011] untersuchten den Mechanismus der Gesteinszerstörung, z.B. mittels Einstanztests. Dabei entstehen Seitenrisse, radiale Risse und mittlere Risse (Abbildung 49). Die Seitenrisse können sich mit denen von benachbarten Einstanzungen verbinden, so dass sich Chips bilden.

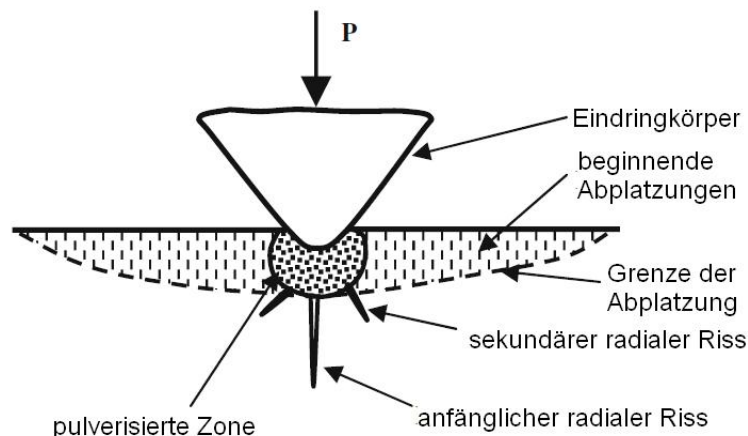


Abbildung 49: Vorausgesagtes Rissmuster unter der Last des Eindringkörpers [Wang et al. 2011]

Es wurden Einstanztests mit zwei Eindringkörpern unter quasistatischer Belastung mit 0 und 5 MPa Umgebungsdruck simuliert. Dazu wurde die Software RFPA^{2D} (Rock Failure Process Analysis, 2D) verwendet [Zhu & Tang 2006]. Das Gestein besteht in dieser Simulation aus vielen rechteckigen Elementen. Zwischen beiden Eindringkörpern bilden sich Gesteinsplatten, unter den Eindringkörpern eine pulverisierte Zone aus (Abbildung 50). Mit einem Umgebungsdruck von 5 MPa erscheinen die anfänglichen Gesteinsplatten an beiden Seiten des Eindringkörpers und es entstehen mehr Platten zwischen den Eindringkörpern. Das Material unter den Eindringkörpern versagt nicht so schnell. Die Risse breiten sich schließlich weiter aus. In Abbildung 51 und Abbildung 52 wird gezeigt, dass die Kraft-Eindring-Kurve bis Punkt A (s. Abbildung 50) linear ist, da kaum Schädigungen auftreten. Schließlich entstehen erste Risse (Punkt B). Der Peakwert ist mit Umgebungsdruck wesentlich höher

als ohne. Der Abfall der Kraft an den Punkten C, D und E wird durch die Entstehung von Rissen verursacht.

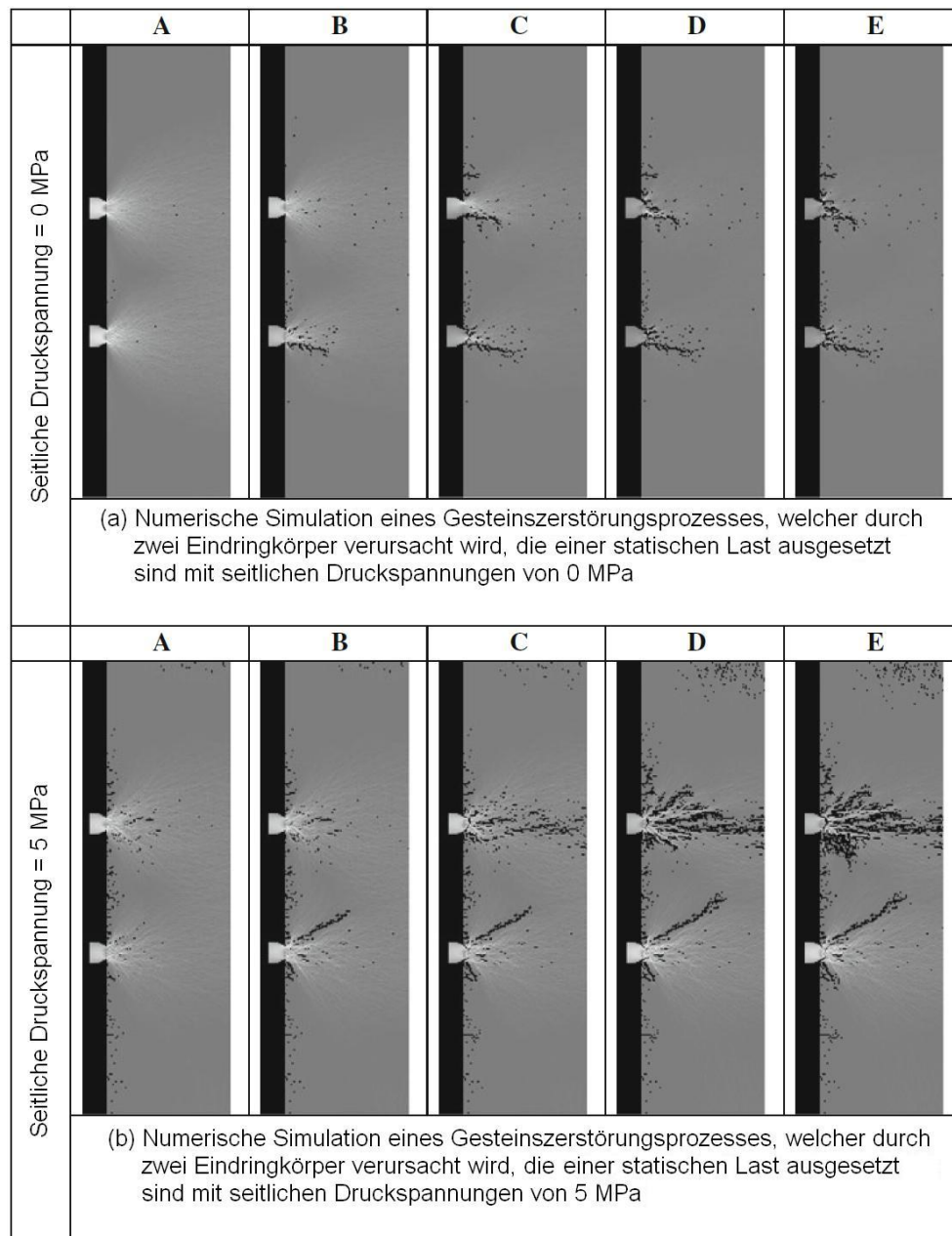


Abbildung 50: Numerisch simulierte Gesteinszerstörungsprozesse mit unterschiedlichem Umgebungsdruck [Wang et al. 2011]

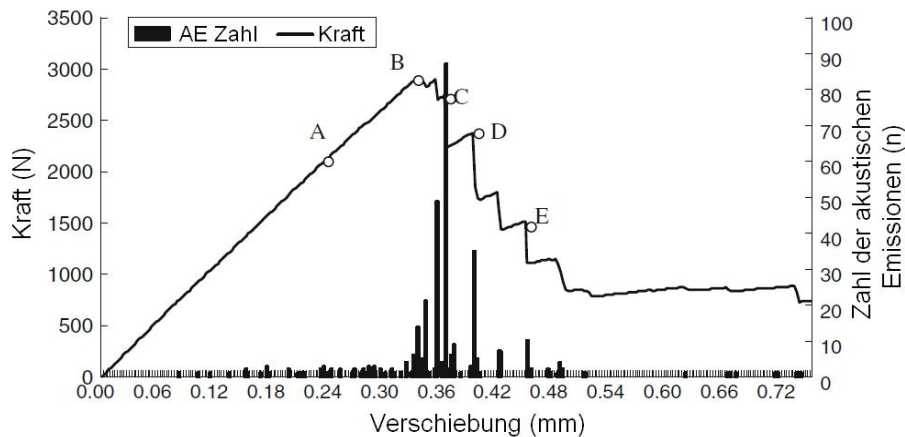


Abbildung 51: Kraft-Eindring-Kurve sowie Zahl der akustischen Emissionen (AE) während der Simulation der Gesteinszerstörung mit zwei Eindringkörpern bei quasistatischer Belastung mit einem seitlichen Druck von 0 MPa [Wang et al. 2011]

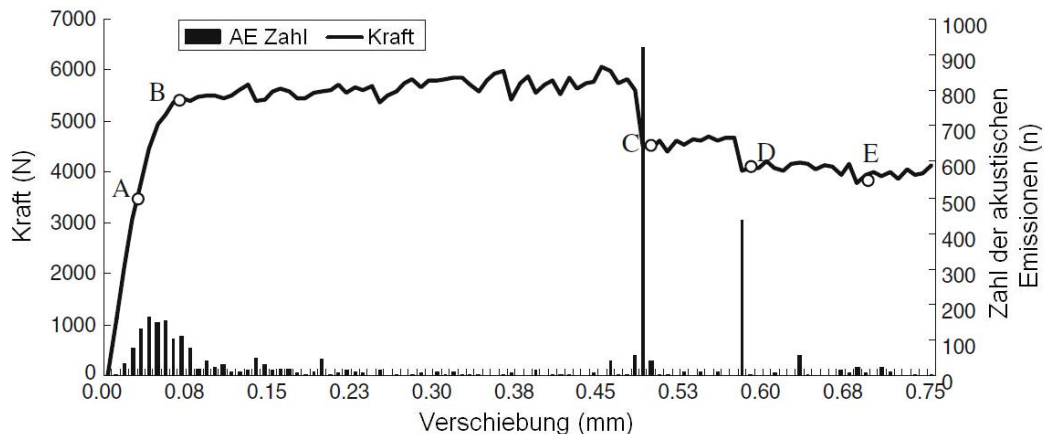


Abbildung 52: Kraft-Eindring-Kurve sowie Zahl der akustischen Emissionen (AE) während der Simulation der Gesteinszerstörung mit zwei Eindringkörpern bei quasistatischer Belastung mit einem seitlichen Druck von 5 MPa [Wang et al. 2011]

Es wurden auch dynamische Eindringversuche simuliert. Für eine effiziente Gesteinszerstörung müssen beide Eindringkörper den richtigen Abstand haben. Der Autor kommt auf Grundlage der numerischen Simulationen zu folgenden Schlussfolgerungen:

1. Im quasistatischen Fall reproduzieren die numerischen Simulationen die radialen Risse, beginnende Chips und die pulverisierte Zone während der Zerstörung von Gestein.
2. Im dynamischen Fall reproduzieren die numerische Simulationen auch die radialen Risse, beginnende Chips, die pulverisierte Zone und muschelförmige Risse. Verglichen mit der statischen Belastung kann die dynamische Belastung zu einer effizienteren Gesteinszerstörung führen. Es führt nicht notwendigerweise die stärkste Spannungswelle zur besten Gesteinszerstörung.
3. Bei homogenem Gestein zeigen die dynamischen numerischen Resultate einen glatten Zugriss. In heterogenem Gestein breiten sich die Risse an gekrümmten Pfaden aus. Da heterogenes Gestein mehr strukturelle Partikel, Poren und Risse enthält, entweder von vornherein oder durch die Spannungen ausgelöst, absorbiert es mehr Energie von den erzeugten Druckspannungswellen.
4. Bei einem kleinen Schneidwerkzeugsabstand ist die Wirkung ähnlich wie bei nur einem Schneidwerkzeug. Mit steigendem Abstand wirken die Eindringkörper

per unabhängig in den ihnen angrenzenden Zonen und wechselwirken miteinander im Bereich zwischen den Schneiden. Wenn der Abstand optimiert wird, kann man größere Gesteinsplatten bilden und den Energieverbrauch reduzieren.

Su & Akcin [2011] haben Gesteinsschneideversuche mit Punktabtragsmeißeln mit PFC^{3D} [Itasca 2008b] simuliert.

Ein konischer, perfekt scharfer Meißel wurde auf der linken Seite der Probe positioniert und langsam nach rechts bewegt, so dass die Simulation quasistatisch abläuft. Die Schneide erzeugt Mikrorisse. Die Risse führen zur Chipbildung, welche in Abbildung 53a als Kreise sichtbar sind. Die Mikrorisse sind in Abbildung 53b zu erkennen, jedoch keine Makrorisse.

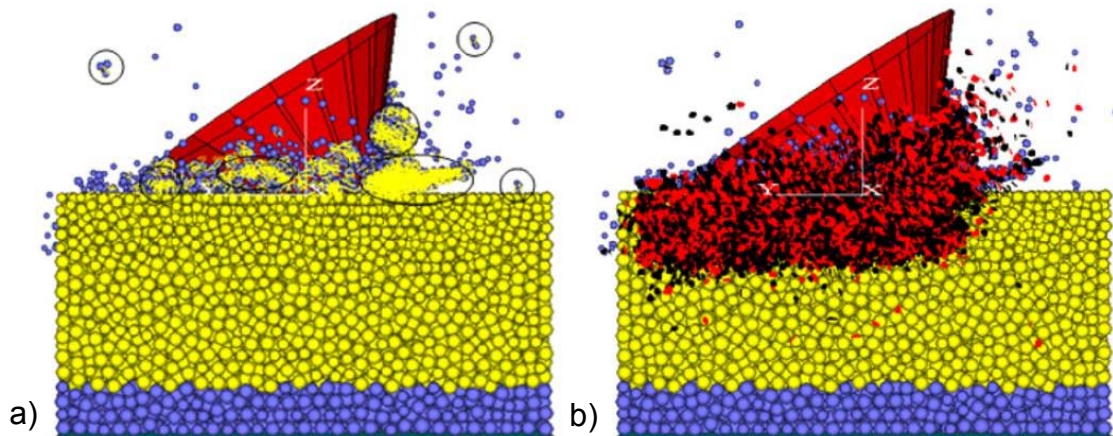


Abbildung 53: Schematischer Blick auf die Partikel und den konischen Meißel nach der Simulation, a) Partikelbildung vor dem Meißel, b) Mikrorisse um den Meißel [Su & Akcin 2011]

Die Beziehung zwischen numerischen und experimentellen Studien ist in Abbildung 54 gezeigt. Zwischen den experimentellen und den numerischen Werten existieren signifikante Unterschiede, so entspricht eine experimentelle Schnittkraft von ~50 kN einer simulierten Schnittkraft von ~10 kN. Es ist jedoch möglich, eine gute Korrelation zu finden (siehe Gleichung in Abbildung 54).

Die Gründe für den Unterschied zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen sind bedingt im Effekt der Werkzeugstumpfheit, der Schneidbedingungen sowie der Spannungsverteilung in der Partikelanordnung, die in dem Modell als eine Funktion der Modellgeometrie variiert.

Punktabtragsmeißel für die Bergbauindustrie sind nicht perfekt kegelförmig. Sie haben abgerundete Schrägen. In der Simulation ist die Spitze exakt kegelförmig und scharf. Wenn die Form des Meißels in den Simulationen abgerundet oder verschliffen ist, steigen die Kräfte unweigerlich. Damit erhält man in den numerischen Simulationen Ergebnisse, die näher an experimentellen Befunden liegen.

In intakten und gebrochenen Gesteinsmassen wird eine sehr variable Spannungsverteilung erwartet. Da keinerlei Diskontinuitäten in die numerischen Simulationen übertragen wurden, mögen die experimentell ermittelten Schneidkräfte partiell nicht mit den Modellergebnissen übereinstimmen.

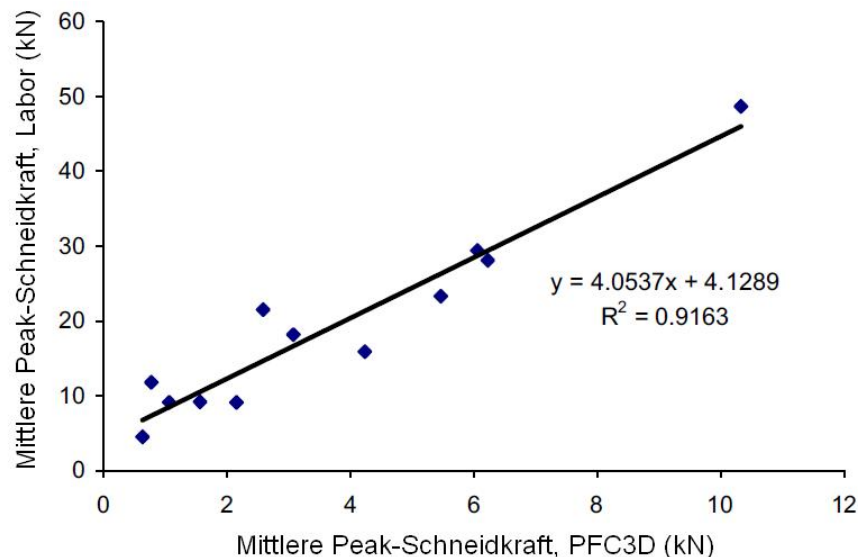


Abbildung 54: Beziehung zwischen experimentell und numerisch ermittelten Schnittkräften [Su & Akcin 2011]

Risse [2006] untersucht Zerspankräfte und -temperaturen, wobei das kommerzielle 3D FEM-Programm DEFORM3D der Firma SFTC zum Einsatz kommt.

Der Bohrer wurde in einem CAD-Programm erstellt und die Geometrie anschließend in das Simulationsprogramm exportiert. Der innere Bereich der Bohrspitze ist die Querschneide, der äußere Bereich die Hauptschneide, der äußere Bereich des Bohrers sind die Führungsfasen. Beim Werkstück handelt es sich um einen kleinen Ausschnitt aus der realen Bauteilgeometrie. Es besteht aus dem Vergütungsstahl C45E+N. Das Werkstück wurde als Scheibe angenähert, die das Eintauchen der gesamten Werkzeugspitze bis zum Ansatz der Führungsfasen ermöglicht. Für die Simulationen mit einem Werkzeugdurchmesser von 1 mm hat das Werkstück einen Durchmesser von $D=1,4$ mm bei einer Höhe von 0,35 mm, bei einem Werkzeugdurchmesser von 10 mm hat das Werkstück einen Durchmesser von $D=14$ mm bei einer Höhe von 3,5 mm. Es kamen Netze mit gradierten Dichten zum Einsatz (Abbildung 55).

Es wurden bei allen Simulationen die gleichen Versuchsparameter verwendet. Dabei beträgt die Schnittgeschwindigkeit $v_c=35$ m/min und die Vorschubgeschwindigkeit $v_f=133,7$ mm/min.

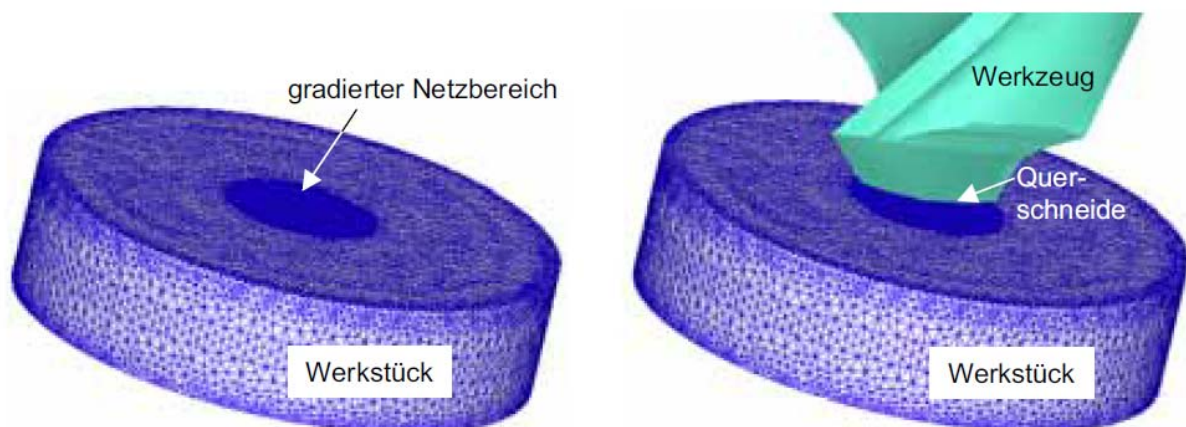


Abbildung 55: Netzstruktur eines Werkstücks mit Durchmesser $D=1,4$ mm und 90.000 Elementen [Risse 2006]

Zunächst wurde mit einem Werkzeugdurchmesser von 1 mm simuliert. Es wurden Werkstücke mit 90.000 (Basissimulation) und mit 30.000 (Mesh 15) Elementen simuliert. Die Basissimulation hat in der Mitte eine Elementgröße von 5 μm , Mesh 15 hat eine Elementgröße von 15 μm . Die Vorschubkräfte und Drehmomente vom Experiment und den Simulationen mit den unterschiedlichen Elementgrößen sind in Abbildung 56 dargestellt.

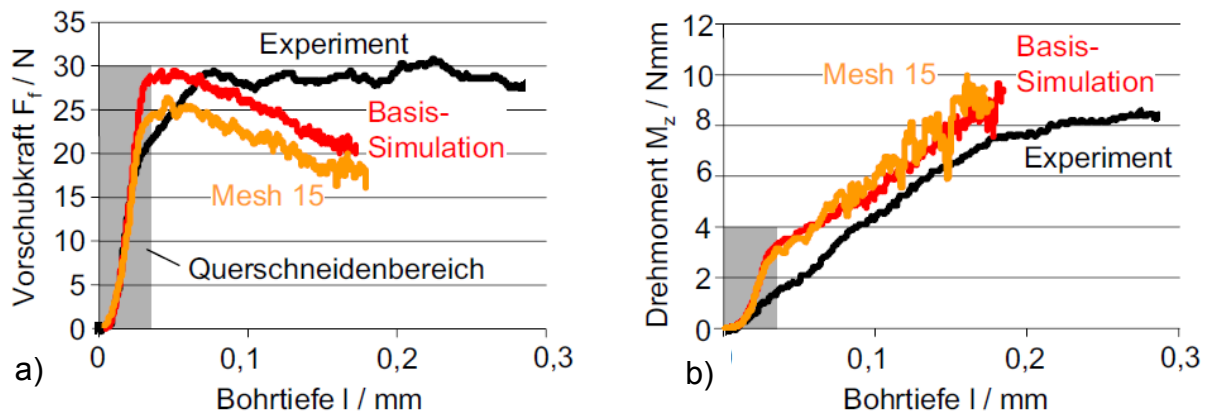


Abbildung 56: a) Vorschubkräfte und b) Drehmomente vom Experiment und von Simulationen mit verschiedenen Elementzahlen und -größen des Werkstücks [Risse 2006]

Sowohl die Vorschubkräfte im Eintrittsbereich der Querschneide als auch das erreichte Maximum der Vorschubkraft bei der Basissimulation stimmen gut mit der Realität überein und weichen um max. 5% vom Experiment ab. Nach Eintritt der Hauptschneiden geht bei der Simulation die Vorschubkraft deutlich zurück, während die experimentellen Werte etwa gleich bleiben. Die Drehmomente steigen bei der Berechnung im Bereich der Querschneide deutlich stärker als im Versuch. Nach Eintritt der Hauptschneiden sind nahezu parallele Verläufe für die Basissimulation und das Experiment festzustellen. Die Basissimulation und Mesh 15 zeigen im Querschneiden- und im Hauptschneidenbereich sowohl bei den Vorschubkräften als auch bei den Drehmomenten die gleichen Steigungen. Das Maximalniveau liegt bei der Vorschubkraft bei „Mesh 15“ 12 % unter dem der Basissimulation.

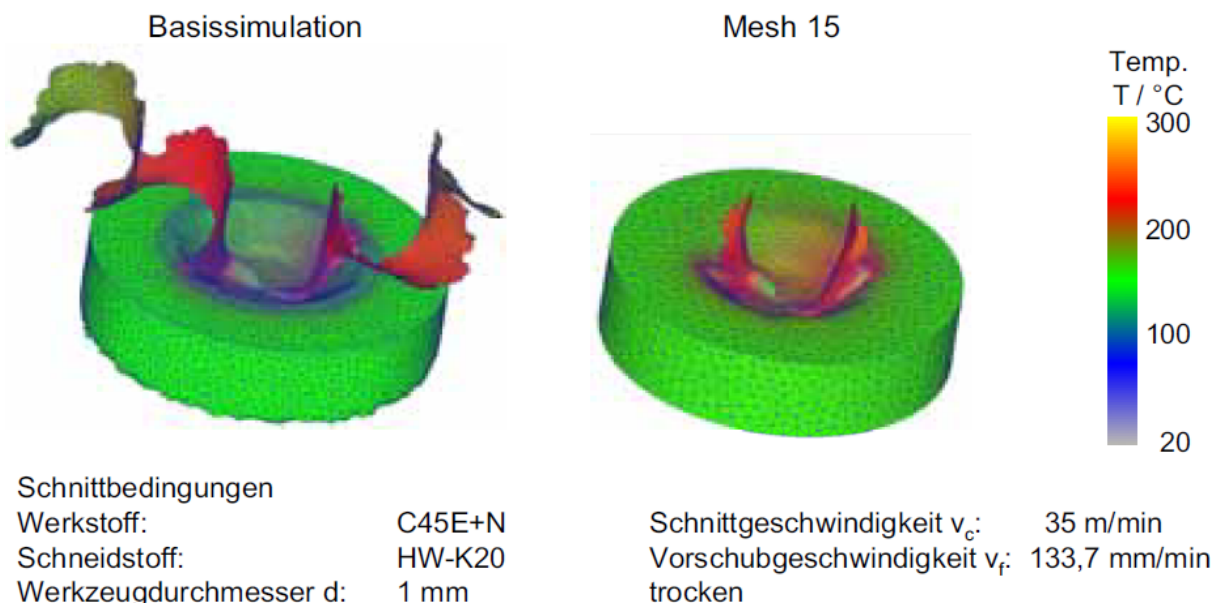


Abbildung 57: Vergleich der Temperaturen und Spanformen von Simulationen mit verschiedenen Elementzahlen und -größen des Werkstücks [Risse 2006]

Die simulierten Spanformen weichen bei beiden Simulationen erheblich voneinander ab (Abbildung 57).

Das grob vernetzte Bauteil (Mesh 15) weist viel kürzere Späne auf als das fein vernetzte Werkstück. Dies liegt daran, dass das Modell regelmäßig neuvernetzt wird und der freie Teil des Spans mit einem Netz aus größeren Elementen versehen wird, sobald der Span aus dem eingestellten „Density Window“ und aus der Kontaktzone mit dem Werkzeug heraus tritt. Sobald Teile des Modells nur noch über einen Knoten zusammenhängen, wird der Bereich mit der geringeren Elementzahl gelöscht. Die Spanform bei der Basissimulation stimmt mit dem Experiment überein. Eine realitätsnahe Abbildung der Vorschubkräfte und der Spanform erfordern eine möglichst geringe Elementgröße und damit eine hohe Elementzahl.

Die Simulation vom Bohren mit Werkzeugen des Durchmessers 10 mm erbringt ähnliche Ergebnisse.

Iliescu et al. [2010] haben die Bearbeitung von kohlefaserverstärktem Polymer mit der Diskreten-Elemente-Methode (DEM) simuliert. Das Werkzeug wird erzeugt, indem zunächst Partikel mit zufälligem Radius in ein künstliches Gitter platziert werden, so dass sie nicht in Kontakt sind. Das Gitter wird zwischen zwei starre Wände platziert. An der oberen Wand wird ein vertikaler Druck ausgeübt, um die Partikel zu komprimieren. Beim Verbundwerkstoff werden Faserorientierungen von 90° , 0° , 45° und -45° simuliert.

Bei einer Faserorientierung von 90° wird die Materialentfernung durch die Biegung von Faserbündeln vor dem Werkzeug eingeleitet. Schäden zeigen sich durch die Ablösung von Fasern und Mehrfachrisse an der Verbundoberfläche (Abbildung 58).

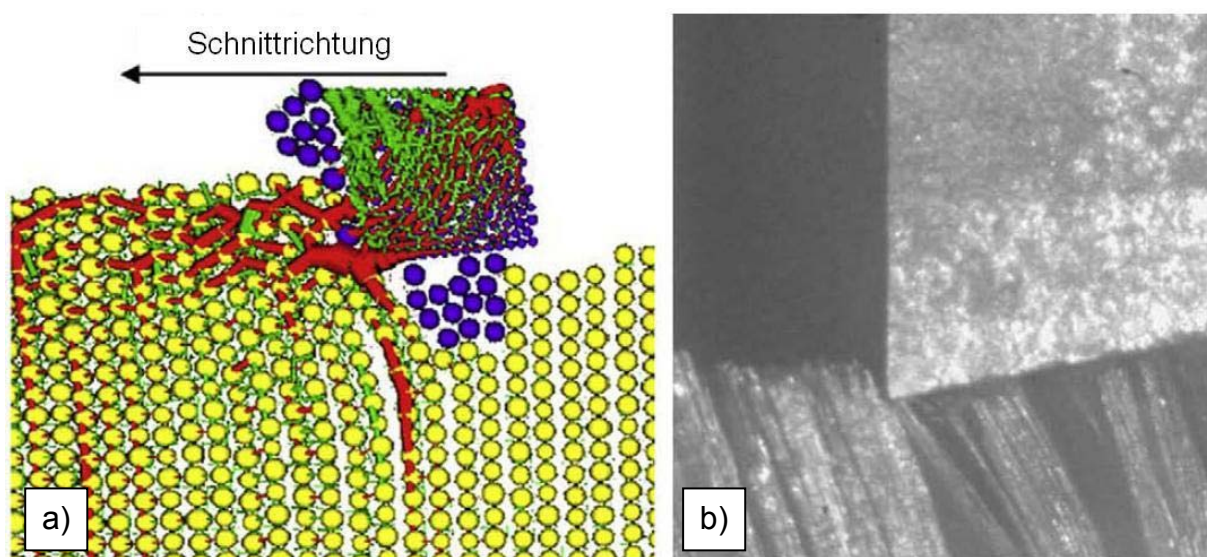


Abbildung 58: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei 90° . a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode, b) Bild eines Hochgeschwindigkeitsvideos [Iliescu et al. 2010]

Bei einer Faserorientierung von 0° kommt es zu Brüchen entlang der Faser-Matrix-Zwischenfläche (Abbildung 59). Die Chipablösung erscheint nach den Einbeulungsbrüchen der Fasern senkrecht zu deren Achsen unter dem Druck des Werkzeuges. Das Werkzeug erzeugt eine Ablösung und Faserziehen von großen Dimensionen wie in einem Holzchip. Es entstehen große zersplitterte Ablagerungen.

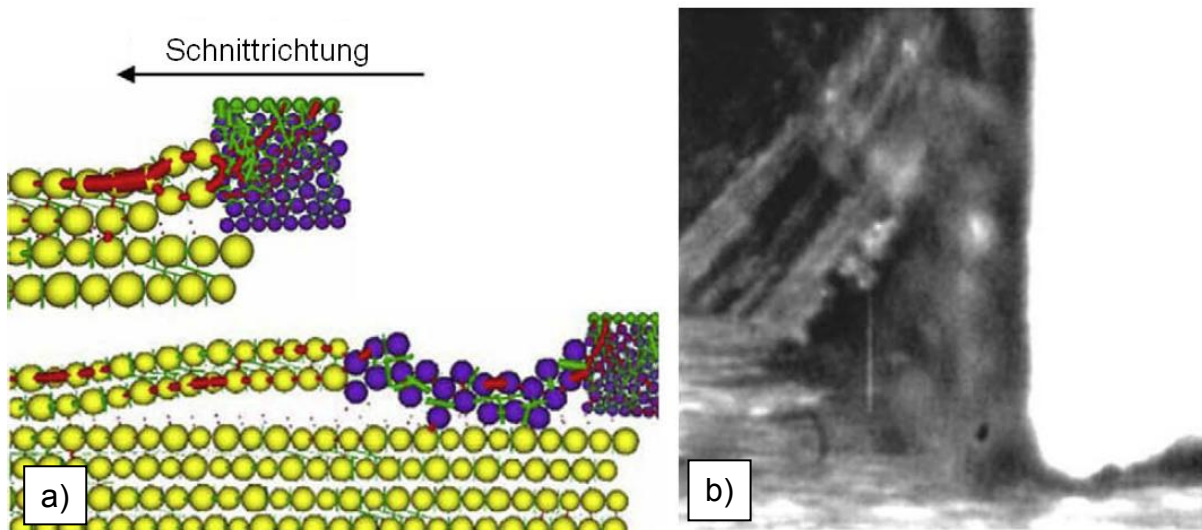


Abbildung 59: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei 0°, a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]

Bei einer Faserorientierung von 45° besteht der Chipbildungsmechanismus aus Faserdehnung und Faserscherung durch die Schneidkante. Der Chip wird durch die Faser-Matrix-Grenzfläche gebildet, was zu einem Scheren der freien Oberfläche und einem Austreten des Chips führt (Abbildung 60). Zum Versagen kommt es in einer Richtung senkrecht zur Faserachse (bei -45°). Während des Schneidens der Fasern, die bei 45° orientiert sind, kann das Werkzeug direkt die Faser schneiden. Es werden sehr kleine Chips erzeugt.

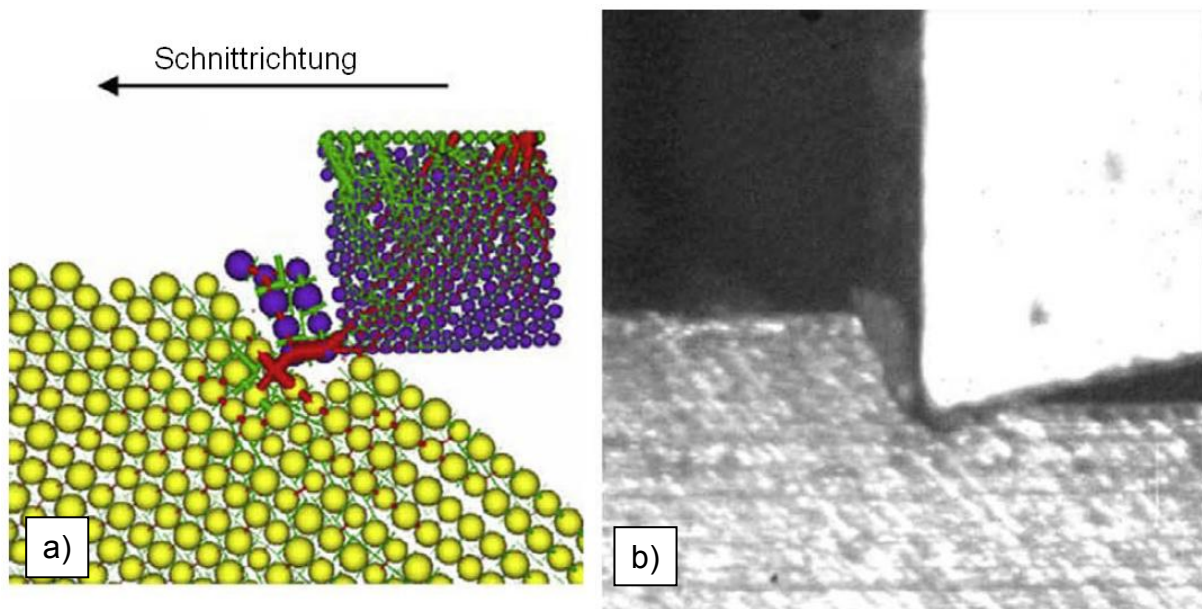


Abbildung 60: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei +45°, a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]

Beim Schneiden von Fasern, die mit -45° orientiert sind, biegen sich die Fasern signifikant um und brechen beim Herausreißen (Abbildung 61). Die Simulation zeigt die Biegung der Fasern und den Bruch, der in einer Richtung senkrecht zu den Faserachsen erscheint (Abbildung 61a). Die Fasern gleiten an der Schneidkante, biegen sich und reißen ab.

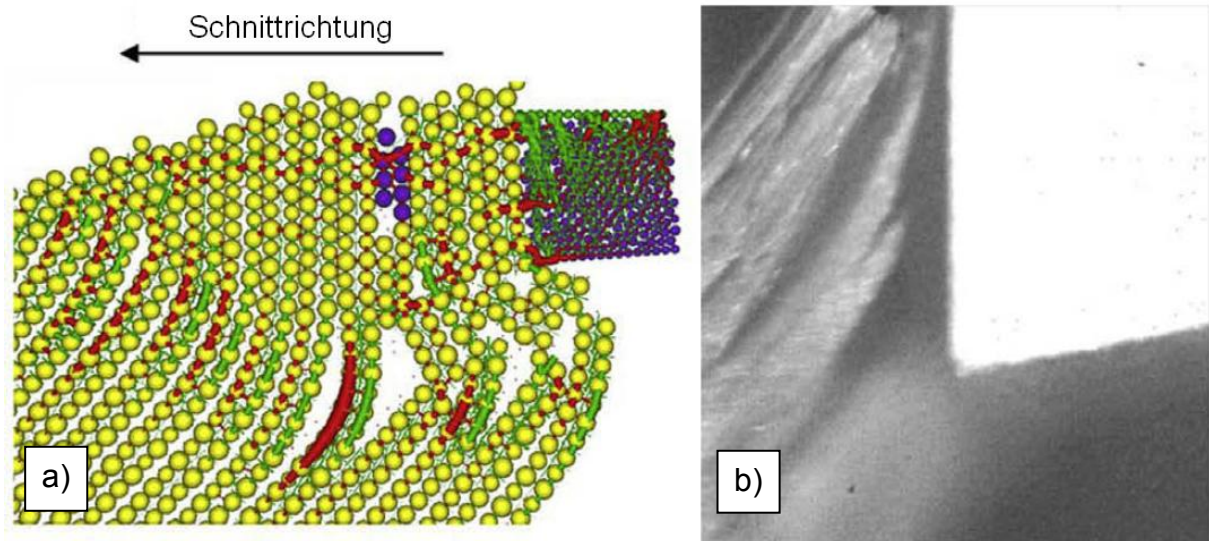


Abbildung 61: Chipbildung beim senkrechten Schneiden von einfachgerichtetem Verbundwerkstoff bei -45° , a) Virtueller Chip bei der Diskrete-Elemente-Methode Simulation, b) Hochgeschwindigkeitsaufnahme [Iliescu et al. 2010]

Die Schneid- und Vorschubkräfte in der Diskreten-Elemente-Methode sind in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen, auch wenn sie leicht über- oder unterschätzt sind.

Kyratsis et al. [2011] haben Bohrversuche mit der CAD-basierten Software DRILL3D simuliert (Abbildung 62). Da bei steigender Zahl von Parametern die Anzahl der notwendigen Simulationen stark ansteigt, wurde DRILL3D mit der DOE-Methode kombiniert, was die Zahl der notwendigen digitalen Experimente stark verringert.

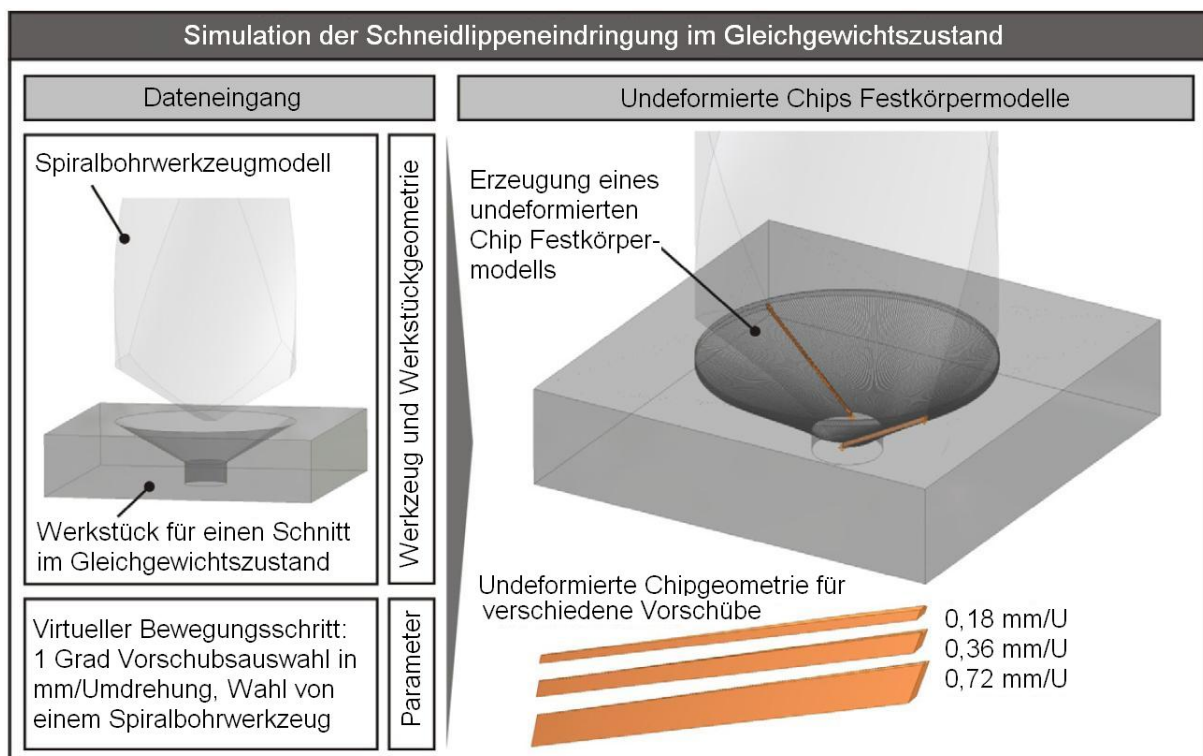


Abbildung 62: Simulation im stationären Fall von der Eindringung der Schneidränder in das verbleibende Werkstück [Kyratsis et al. 2011]

DRILL3D erzeugt automatisch die 3D-Modelle vom Werkzeug und vom Werkstück und erlaubt dem Benutzer, den Bewegungsfragmentschritt zum Schneiden des Werkstückes (in Grad) zu wählen, wie auch die Geschwindigkeiten. DRILL3D produziert zwei weitere 3D-Festkörpermodelle, eins beschreibt die Bohrwirkung an der Hauptschneidkante und ein anderes die Anwendung des Bohrens im Bereich der Meißelkante.

Das Werkzeug wird virtuell in die –Z-Achse (Vorschub) bewegt, während es zur selben Zeit um seine Z-Symmetrieachse rotiert wird, wobei ein konstanter Schritt verwendet wird.

Die Genauigkeit der Simulation wurde experimentell an einer CNC-Maschine überprüft. Um die Vorschubkraft aus den zwei Bereichen (Hauptschneidkanten und Meißelkante) zu trennen, wurden zwei Serien von Experimenten durchgeführt. Bei der ersten Serie wurde das Werkstück direkt gebohrt, so dass die gesamte Vorschubkraft gemessen wurde. Bei der zweiten Serie wurde ein Loch ins Zentrum des Werkstückes gebohrt. Der Lochdurchmesser war gleich der Größe der Meißelkante, so dass nur die Vorschubkraft der Hauptschneidkanten gemessen wurde. Die Ergebnisse sind in Abbildung 63 gezeigt.

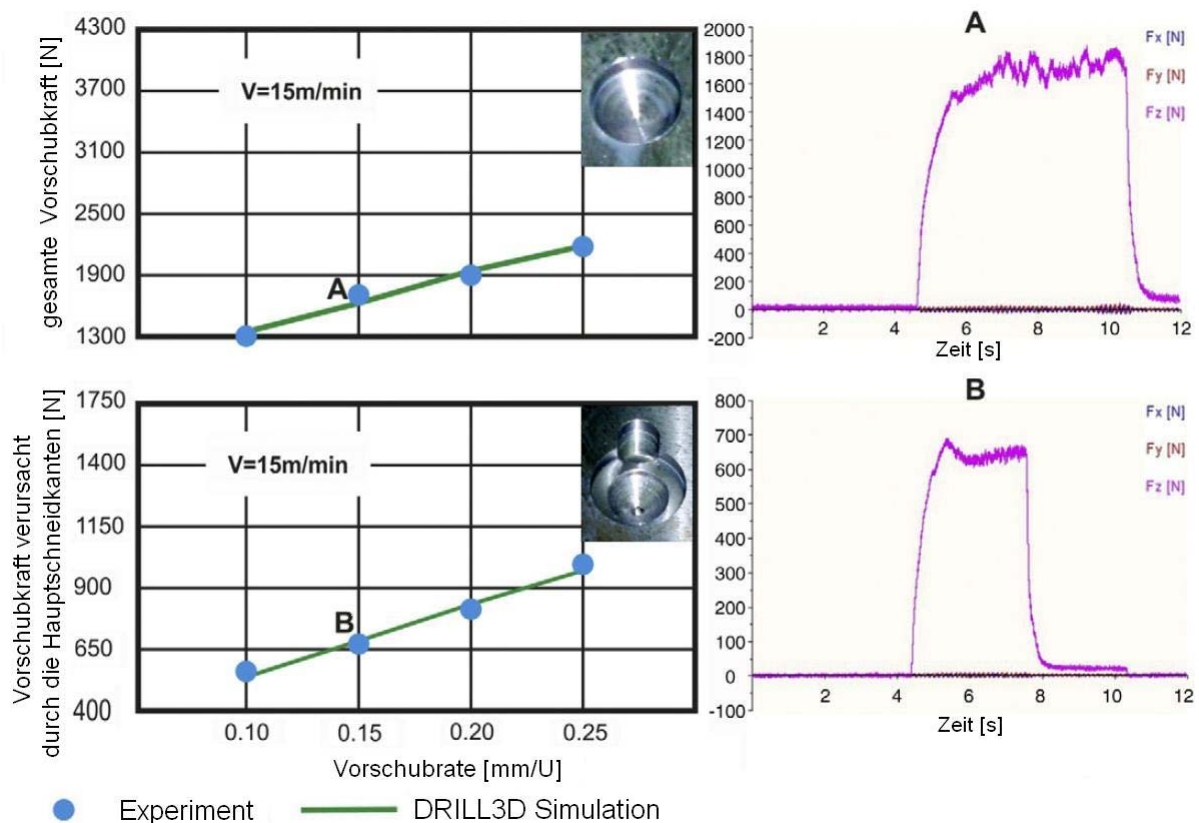


Abbildung 63: Vorschubkraftvorhersage für D=10 mm Bohrer und V=15 m/min, oben: Gesamtkraft, unten: nur Kraft der Hauptschneidkanten, rechts: experimentelle Werte [Kyratsis et al. 2011]

Lei & Kaitkay [2003] haben Gesteinsschneidprozesse mit PFC^{2D} [Itasca 2008a] ohne sowie mit verschiedenen hydrostatischen Drücken simuliert. Das Bohren von hartem Gestein unter der Erdoberfläche findet meistens unter dem Druck einer Bohrflüssigkeit statt. Da diese Bohrflüssigkeit immer in Kontakt mit der Gesteinsoberfläche ist, die geschnitten wird, wird das Gestein effektiv unter einem hydrostatischen Druck gebohrt. Für die Simulation werden Parallelbonds verwendet. Parallelbonds

sind Verbindungen zwischen zwei Partikeln, die sowohl Kräfte als auch Momente übertragen können (siehe Kapitel 5.1).

Zunächst wurden Biaxialtests simuliert und es wurden das E-Modul, das Poisson-Verhältnis und die Druckfestigkeit eingestellt.

Das Schneidelement wird als ein starrer Körper modelliert, für welches Wandelemente benutzt wurden (Abbildung 64). Das Schneidelement bewegt sich mit einer festen Schneidgeschwindigkeit. Die obere Berandung der Probe ist einem umgebenden Druck ausgesetzt.

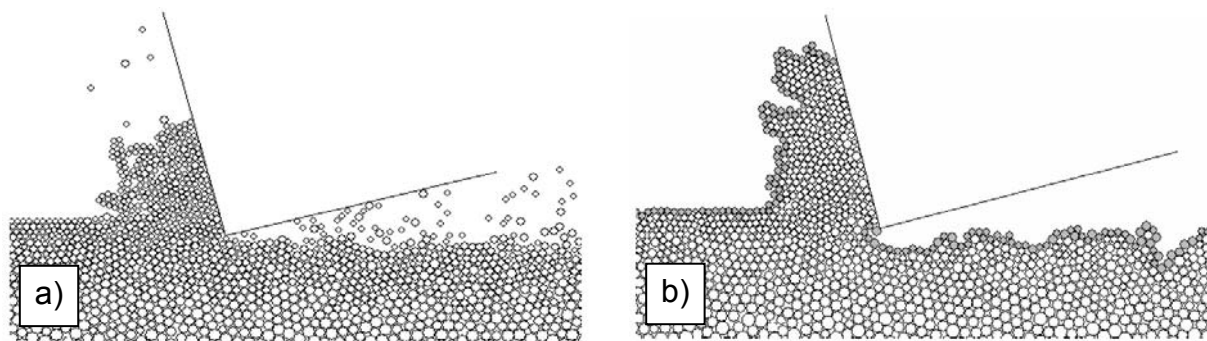


Abbildung 64: Chipbildung nach einem Schneiden von 25 mm, a) ohne umgebenden Druck, b) mit einem umgebenden Druck von 34,5 MPa [Lei & Kaitkay 2003]

Abbildung 64 zeigt die Simulationsergebnisse, nachdem sich das Schneidwerkzeug 25 mm bewegt hat, einmal ohne umgebenden Druck und einmal mit 34,5 MPa Umgebungsdruck.

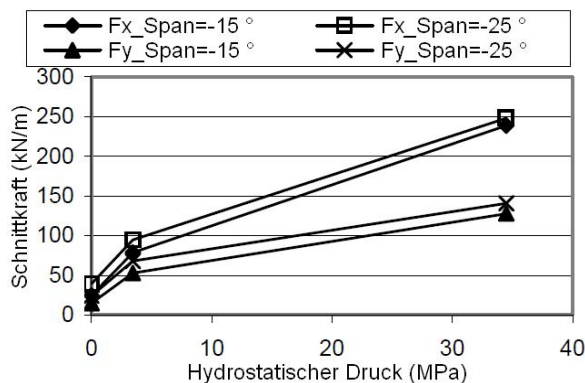


Abbildung 65: Veränderung der Schnittkraft mit dem umgebenden Druck und dem Spanwinkel [Lei & Kaitkay 2003]

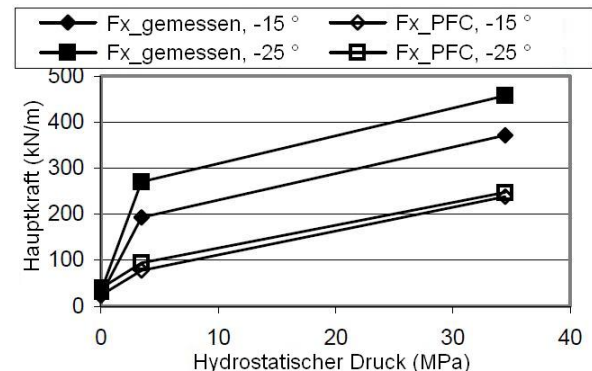


Abbildung 66: Vergleich der Hauptschneidkraft zwischen experimentellen und Simulationsergebnissen [Lei & Kaitkay 2003]

Die Veränderungen der durchschnittlichen Schneidkraft mit dem umgebenden Druck und Spanwinkel sind in Abbildung 65 dargestellt. Beide Kraftkomponenten steigen mit dem umgebenden Druck. Die durchschnittlichen Kräfte scheinen nichtlinear mit dem umgebenden Druck in Beziehung zu stehen. Man kann auch sehen, dass die durchschnittlichen Kräfte steigen, wenn die Höhe des negativen Spanwinkels steigt. Dies wird hauptsächlich durch einen schwierigeren Spanabfluss für große negative Spanwinkel verursacht.

Die vorhergesagten durchschnittlichen Schneidkräfte wurden mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Wie in Abbildung 66 gezeigt wird, stimmen die durchschnittlichen Kraftwerte sehr gut überein, wenn kein hydrostatischer Druck herrscht. Jedoch sind die experimentellen Kräfte 2- bis 3-mal so hoch wie die vorhergesagten Kräfte bei niedrigem Druck und 1,5- bis 2-mal bei höherem Druck. Dies liegt hauptsächlich daran, dass eine Rinne in den Experimenten geschnitten wird, während eine

Scheibe in der Simulation erzeugt wird. In Experimenten wurde gezeigt, dass die Schneidkraft beim Schneiden der Rinne 2 bis 3 mal so hoch ist wie beim Schneiden einer Scheibe ohne Umgebungsdruck. Somit stimmen die vorhergesagten und die experimentellen Werte in Abbildung 66 überein.

Azevedo et al. [2003] haben verschiedene Modelle mit PFC simuliert. Das Punktkontaktmodell (PCM) kann keine Momente übertragen. Um Momente zu übertragen, wurden verschiedene Kontaktmodelle entwickelt: Das Multiple-Kontakte-Modell (MCM) enthält mehrere Kontaktpunkte in der Kontaktfläche und kann Normal- und Scherkräfte übertragen. Hier wird nur das 3-Punkt-Kontaktschema verwendet. Normalerweise wird auf jeden Kontakt 1/3 der Scher- und Normalsteifigkeit verteilt. Um jedoch dieselbe Rotationssteifigkeit wie im folgenden Modell (PCMR) zu erhalten, erhält der Hauptkontakt 2/3 und die anderen Kontakte 1/6 des Gewichtes. Das Punktkontaktmodell mit einer Rotationsfeder (PCMR) entspricht relativen Rotationen mit Kontaktmomenten (analog Parallelbonds). Schließlich gibt es noch das Balkenelement (BE), welches die Partikel verbindet. Wenn ein PCM-Kontaktmodell, ein BE-Kontaktmodell oder ein PCMR-Kontaktmodell das Versagenskriterium erreicht, dann wird der Kontakt durch einen äquivalenten PCM-Kontakt mit derselben Steifigkeit ersetzt, der nur Druckspannungen aufnehmen kann. Wenn ein lokaler Kontaktpunkt im MCM-Modell das Versagenskriterium erreicht, kann er anschließend nur noch Druckspannungen übertragen.

Es wird ein sprödes Verhalten angenommen, welches simuliert wird, indem Kontaktsteifigkeits- und Kontaktfestigkeits-Eigenschaften signifikant reduziert werden, so dass an gebrochenen Kontakten keine Kräfte mehr übertragen werden können.

Es werden die Scherversuche von Abbildung 67 numerisch simuliert. Bei den Simulationen wurden Proben mit einer regelmäßigen hexagonalen Anordnung mit einem Durchmesser von 8,0 mm und 4,0 mm sowie mit zwei Zufallsanordnungen verwendet (Abbildung 68).

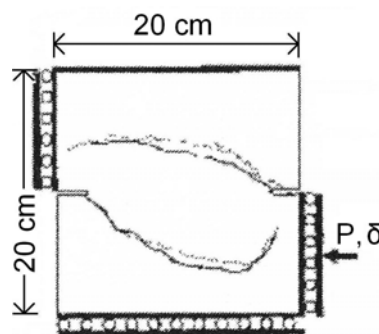


Abbildung 67: Experimentelles Bruchmuster eines Scherversuches [Azevedo et al. 2003]

Bei Partikeln mit 8 mm Durchmesser in einer regelmäßigen Partikelanordnung liefert nur das MCM-Modell und in etwa das BE-Modell das experimentelle Rissmuster, während PCM und PCMR kein richtiges Rissmuster mehr liefern (Abbildung 69 linke Hälfte). Bei a) und c) ist der Unterschied im MCM-Modell zu sehen: Sind Festigkeit und Steifigkeit auf alle 3 Kontakte gleich verteilt, so ergibt sich das Muster a), ändert man die Gewichtung, so dass sich dieselbe Rotationssteifigkeit wie im PCMR-Modell ergibt, so ergibt sich das bessere Rissmuster c). Bei einer feineren Körnung von 4 mm stimmt das Bruchmuster auch beim PCM und beim PCMR-Modell mit dem Versuch überein. Das Bruchmuster ist beim PCM-Modell deshalb besser als bei 8 mm, weil sich Makro-Partikel ausbilden, die aus mehreren Partikeln bestehen, und diese Kraftgradienten ausbilden.

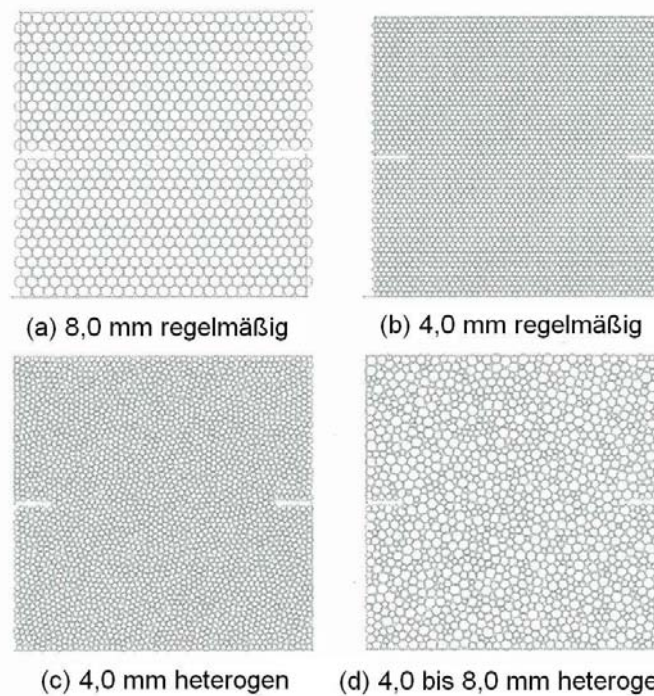


Abbildung 68: Getestete Partikelanordnungen [Azevedo et al. 2003]

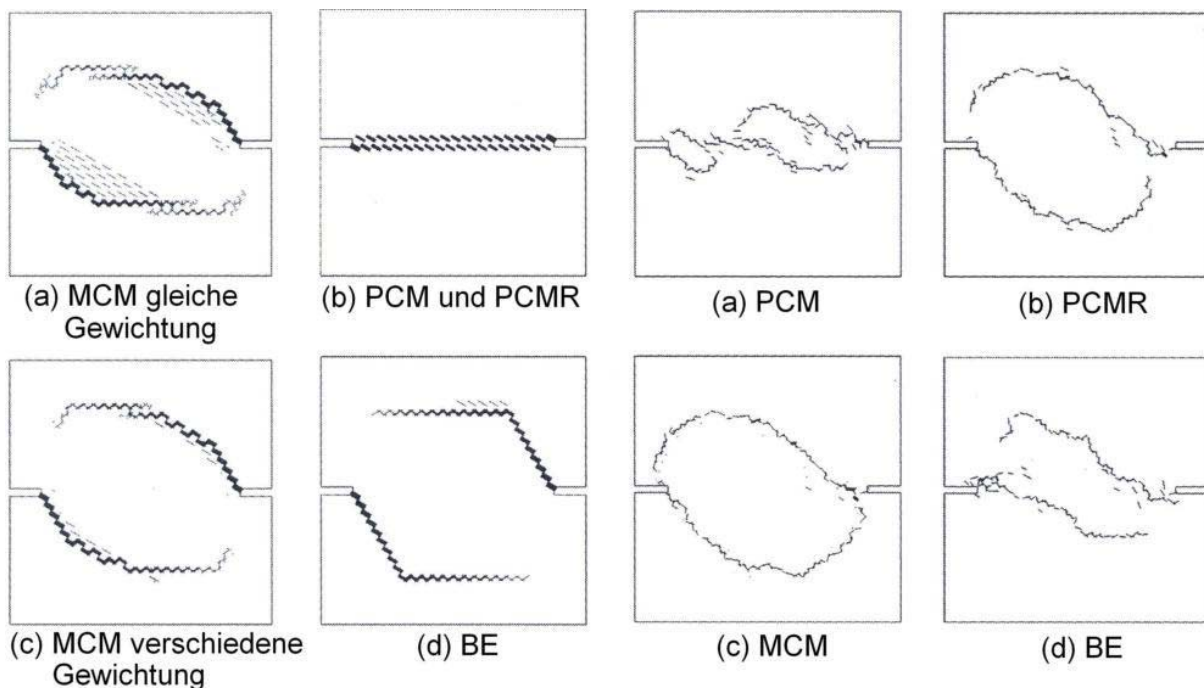


Abbildung 69: Numerisches Rissmuster eines Scherversuches für alle Kontakte mit 8 mm regelmäßiger Partikelanordnung [Azevedo et al. 2003]

Numerisches Rissmuster eines Scherversuches für alle Kontakte mit 8 mm – 4 mm Zufallsanordnung [Azevedo et al. 2003]

Weiterhin wurden auch Zufallsanordnungen getestet. Bei der 8 – 4 mm – Zufallsanordnung folgt das Rissmuster beim PCM und BE-Kontaktmodell nicht dem experimentellen Rissmuster, jedoch das MCM und das PCMR-Modell (Abbildung 69 rechte Hälfte). Beim PCMR-Modell entwickeln sich die Risse gleichzeitig, beim MCM-Modell starten die unteren Risse zuerst und erst wenn sie sich entwickelt haben, erscheinen die oberen Risse.

Bei der 4 mm-Zufallsanordnung folgt das finale Rissmuster beim PCM-Kontaktmodell nicht dem experimentellen Rissmuster, bei PCMR und BE ergibt sich dasselbe Rissmuster (Abbildung 70). Beim MCM-Modell zeigt sich eine Asymmetrie in den überlappten Kurven wie in der experimentellen Kurve. Dies kann teilweise dadurch erklärt werden, dass sich beim MCM-Modell die gebogenen Risse nicht gleichzeitig entwickeln und nicht mit derselben Geschwindigkeit wie beim PCMR- und BE-Modell, was damit zusammenhängt, dass sich die Kontaktflächen fortschreitend abschwächen, wenn die lokalen Kontaktpunkte fortschreitend versagen.

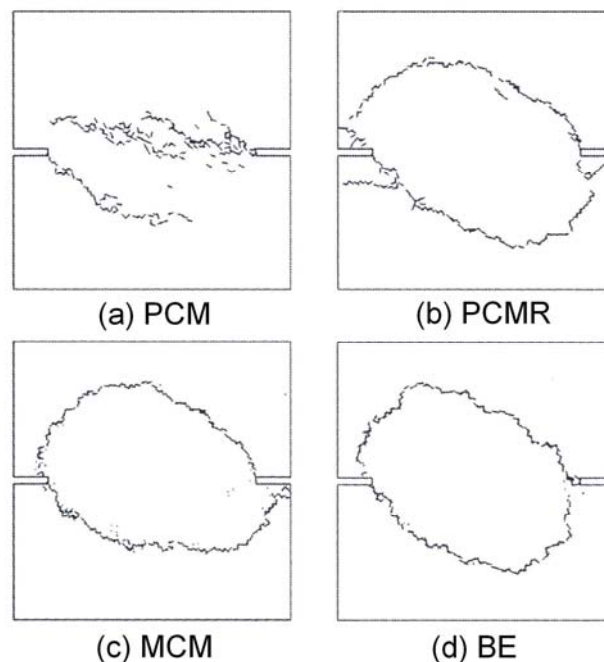


Abbildung 70: Numerische Rissmuster eines Scherversuches für alle Kontakte bei einer 4 mm Zufallsanordnung [Azevedo et al. 2003]

Trägt man die Scherkraft über die Scherverschiebung auf, zeigt sich bei beiden Zufallsverteilungen, dass die anfängliche Steifigkeit bei den Modellen PCM, PCMR und MCM gleich ist. Bei den gewählten Kontaktfestigkeitseigenschaften ist die maximale Scherkraft niedriger als im Experiment. Beim MCM-Modell konnte durch ein lineares Schwächungsgesetz in Normalenrichtung eine höhere maximale Scherkraft erhalten werden.

Zusammenfassend sei gesagt, dass die Kontaktmodelle, die Momente zwischen den Partikeln übertragen können, wichtig sind, um das experimentelle Rissmuster für alle getesteten Anordnungen zu erhalten. Bei kleiner Partikelgröße ist die Momenteübertragung nicht so wichtig, vor allem bei der regelmäßigen hexagonalen Anordnung, die die Partikelrotation reduziert. Das MCM-Modell hat noch den Vorteil, dass die Kontakte in einer Ebene nacheinander brechen können, so dass fortschreitend geschwächt wird.

Schöpfer et al. [2009] haben den Einfluss der Partikelgrößenverteilung, Porosität und Zementgehalt (d.h. der Anteil von gebundenen Kontakten) auf die mechanischen Eigenschaften (Elastizität, Festigkeit, Verhältnis der einaxialen Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit und Reibungswinkel) untersucht.

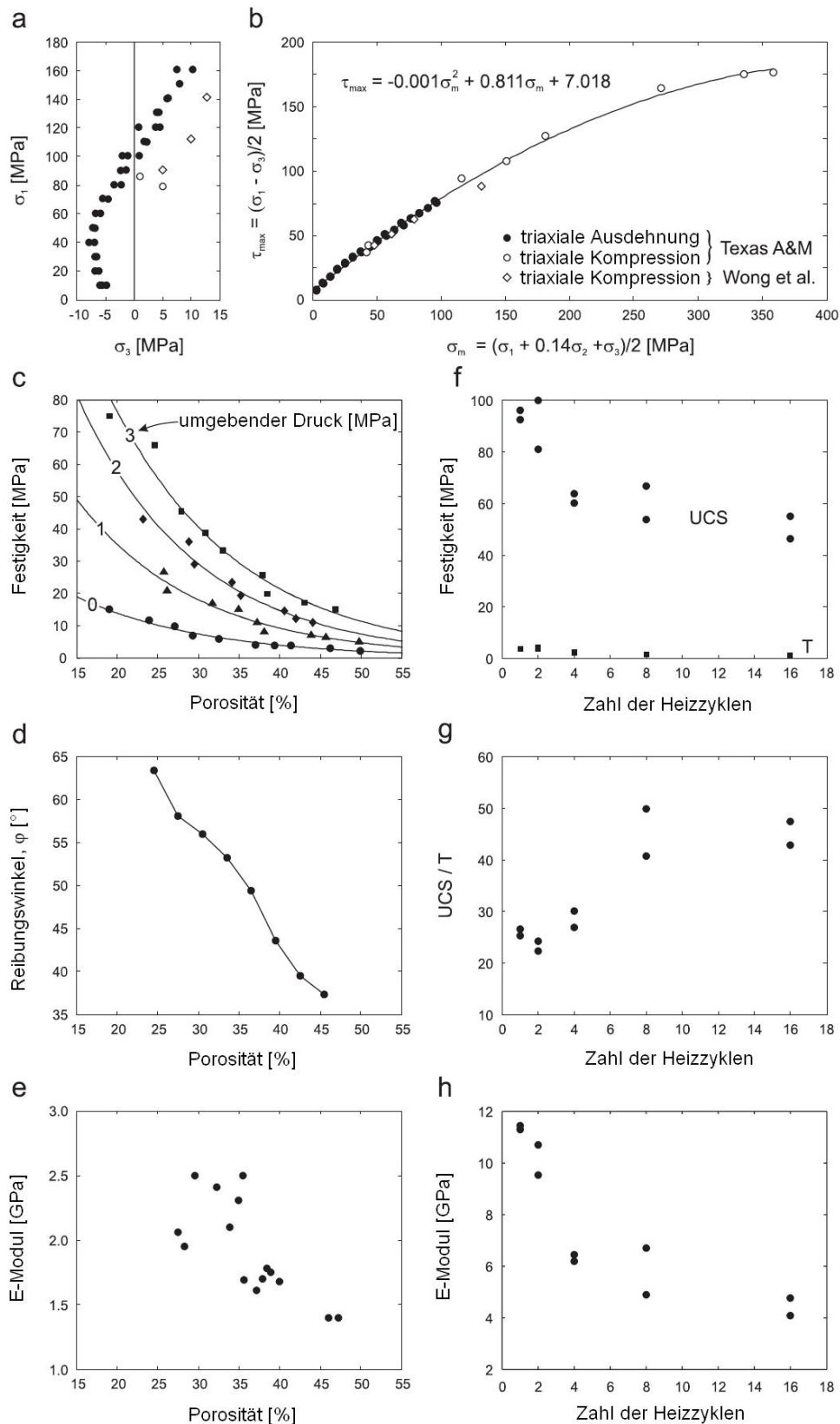


Abbildung 71: Versagenshüllkurven und Gesteinseigenschaftsrelationen von Gesteinen, a) Spitzenspannungen aus triaxialen Zug- und Druckversuchen in Barea-Sandstein bei verschiedenen umgebenden Drücken in einem Hauptspannungsdiagramm; b) dieselben Daten, jedoch ist die maximale Scherspannung über die mittlere Scherspannung aufgetragen; c) Festigkeit bei verschiedenen Manteldrücken, d) Reibungswinkel, e) E-Modul über die Porosität für Donetsk Sandstein; f) einaxiale Druck- (UCS) und Zugfestigkeit (T), g) einaxiale Druckfestigkeit/ Zugfestigkeit, h) E-Modul über die Anzahl der Heizschritte für Buchberger Sandstein [Schöpfer et al. 2009]

Labortests von Gestein zeigen, dass Festigkeit, der innere Reibungswinkel und das E-Modul mit steigender Porosität sinken (Abbildung 71 c – e). Zusätzlich haben vorerzeugte Risse, die durch zyklisches Erhitzen vor der Belastung erzeugt wurden, einen signifikanten Einfluss auf die Eigenschaften (Abbildung 71 f – h). Zum Beispiel sinken Festigkeit und E-Modul, während das Verhältnis von Druck- zu Zugfestigkeit (unconfined compressive strength / tensile strength = UCS/T) mit zunehmender Zahl von Heizzyklen steigt. Die Änderungen beruhen auf einem Anstieg im Anteil der nichtkohäsiven Korn- Korn-Kontakte bzw. der Rissdichte.

Die Simulationen in dieser Veröffentlichung wurden mit PFC^{3D} [Itasca 2008b] und ESys-Particle gemacht. Beide Codes verwenden ein lineares Kraft-Verschiebungs-Kontaktgesetz mit Coulomb'sche Reibung und eine Partikel-Partikel-Verbindung, die sowohl Kraft als auch Moment überträgt. Bei der Modellierung mit kugelförmigen Partikeln treten zwei Probleme auf: Der innere Reibungswinkel von kohäsiven und nichtkohäsiven Materialien ist typischerweise zu niedrig, unabhängig vom Kontaktreibungskoeffizienten. Um den Reibungswinkel zu erhöhen, wurden geklumpfte oder elliptische Partikel benutzt, ein Rollwiderstand eingefügt oder hybride Methoden verwendet. Außerdem ist das Verhältnis von einaxialer Druck- zu Zugfestigkeit im simulierten Gestein zu niedrig (ca. 3-4) im Vergleich zu realen Gesteinen (>10). Wie später gezeigt wird, liegen beide Fehler teilweise an der Partikelpackungsmethode, die zu hohen Porositäten erzeugt, um realistische Eigenschaften abzubilden.

Mit zwei verschiedenen Methoden wurden Kugelpackungen erzeugt: Die dynamische Methode wendet 4 Schritte an: 1. Partikel mit einer Zufallsgröße werden in ein Volumen eingebracht, welches durch ebene Wände begrenzt ist. 2. Das System kann sich ausgleichen, indem sich die Partikel ohne Reibung bewegen können. 3. Der Radius aller Partikel wird gleichzeitig etwas erhöht, was eine niedrige isotrope Spannung erzeugt. 4. Die Radien von Partikeln, die weniger als drei Kontakte haben, werden schrittweise verändert, so dass diese Partikel mindestens drei Kontakte haben (über 99 % der Partikel haben im Endzustand mindestens vier Kontakte). Modelle mit der dynamischen Methode haben eine Gleichverteilung mit $r_{\max}/r_{\min}=1,66$ und eine Porosität von 37 %.

Bei der Partikeleinfügemethode werden als erstes „Keimpartikel“ erzeugt. Anschließend werden Schritt für Schritt weitere Partikel eingefügt, so dass jedes Partikel vier Nachbarn berührt. Das Auffüllen ist beendet, wenn keine weiteren Partikel mehr eingefügt werden können. Die Zahl der Partikel und die finale Porosität können über das Verhältnis r_{\max}/r_{\min} beeinflusst werden. Diese Modelle haben eine Partikelverteilungsfunktionen nach dem Energiegesetz und eine Porosität von etwa 23 %, wenn das Verhältnis von maximalem zu minimalem Partikelradius 10 beträgt.

Nachträglich wurde durch Löschen der kleinsten Partikel in der Verteilung nach dem Energiegesetz oder Einfügen von Partikeln in die gleichverteilte Partikelgrößenverteilung (→ Entstehung einer bimodalen Partikelverteilungsfunktion) die Porosität geändert.

Damit wurden Triaxialversuche simuliert (Abbildung 72). Dabei wurde erkannt, dass in den Modellen mit geringer Porosität die Steigung in den Spannungs-Dehnungs-Kurven (E-Modul) und die Spitzenspannungswerte viel höher sind. Das E-Modul hängt stark von der Porosität ab, moderat vom Anteil der gebondeten Kontakte (sinkt bei weniger Bonds) und nur schwach vom Manteldruck (steigt mit steigendem Manteldruck). Das Poisson-Verhältnis hängt nur schwach von der Porosität und dem Anteil der verbundenen Kontakte ab, ist aber sehr empfindlich zum Manteldruck (sinkt mit steigendem Druck).

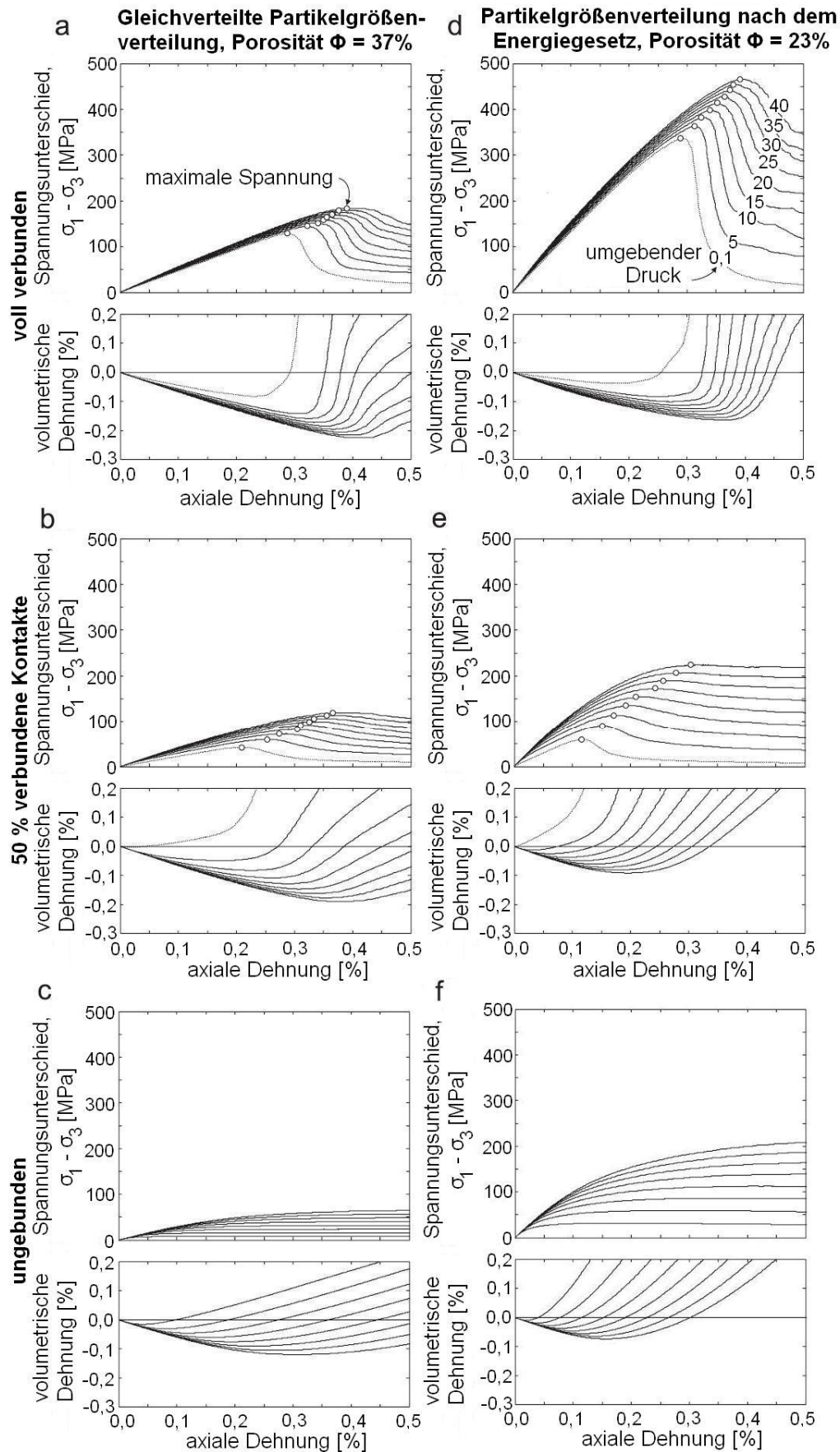


Abbildung 72: Spannungsdifferenz ($\sigma_3 - \sigma_1$) und Volumendehnung über die axiale Dehnung in Triaxialdruckversuchen bei verschiedenen Manteldrücken, links für Modell (i) (Gleichverteilungsgesetz, 37 % Porosität) und rechts für Modell (ii) (Energiegesetz, 23 % Porosität) [Schöpfer et al. 2009]

Gemeinsam ist allen Kurven, dass die Spannungsdifferenz und Dehnung beim Bruch mit steigendem Manteldruck steigen. Sowohl mit steigendem Manteldruck als auch steigender Zahl nicht verbundener Kontakte sinkt der Spannungsabfall nach dem Versagen und wird weniger abrupt, d.h. das Material wird weniger spröde. Das E-Modul, die Festigkeit und der Spannungsabfall können erhöht werden, indem man sowohl die Partikelsteifigkeit als auch die Bondfestigkeit erhöht, ohne den Reibungswinkel und das Verhältnis einaxiale Druckfestigkeit/Zugfestigkeit signifikant zu verändern, solange ein belastungstragendes Netzwerk im Modell besteht. In den ungebundenen Modellen wird kaum ein Spannungsabfall beobachtet und diese Materialien deformieren sich mit etwa einem konstanten Spannungsunterschied nach einem anfänglichen nichtlinearen Spannungsanstieg (Abbildung 72 c und f).

In Abbildung 73 sind die Kurven aus einaxialen Druckversuchen bei verschiedener Porosität gezeigt. Die Kurven zeigen, dass die Porosität einen großen Einfluss auf die Spitzenspannung und das E-Modul hat. Die Partikelgrößenverteilung (gleichförmig/bimodal oder Energiegesetz) hat einen Einfluss auf die elastischen Eigenschaften, während leicht höhere E-Module und (bei niedrigem Manteldruck) höhere Poisson-Verhältnisse im Energiegesetz-Material herrschen.

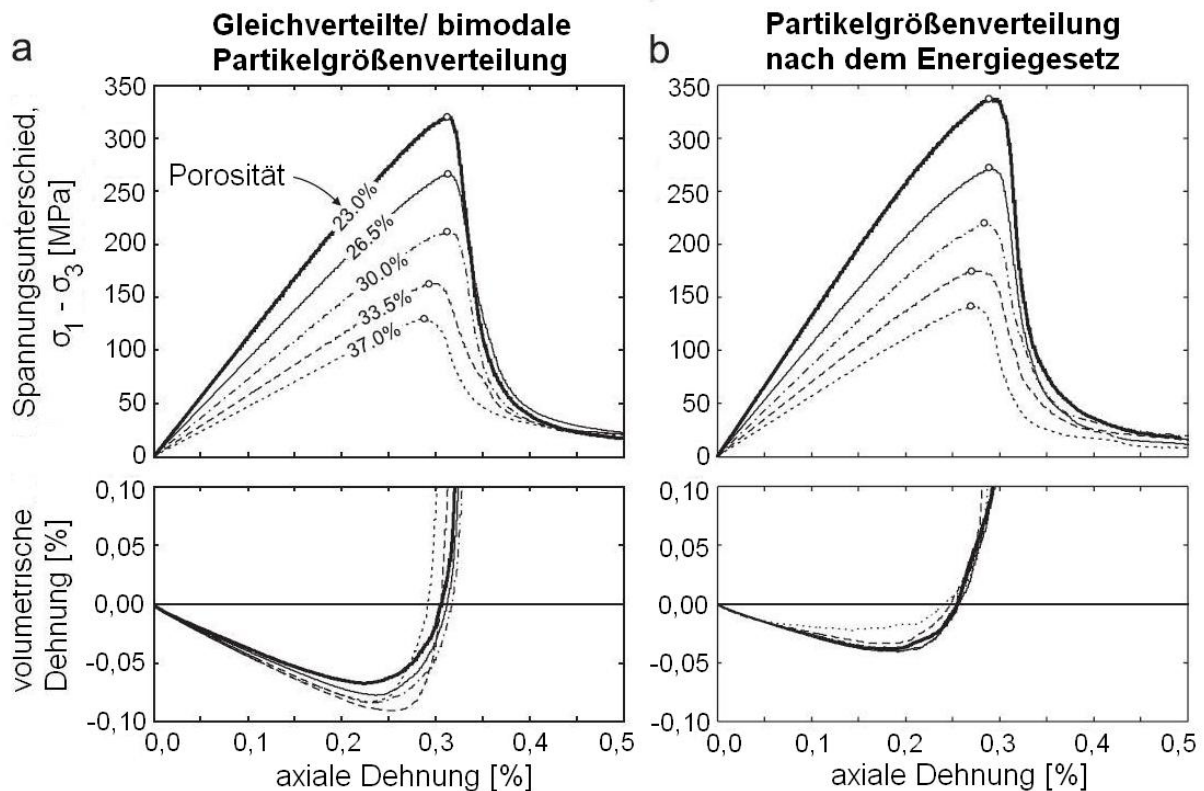


Abbildung 73: Spannungsunterschied und Volumendehnung über die axiale Dehnung, a) gleichverteilte / bimodale Partikelgrößenverteilung, b) Partikelgrößenverteilung nach dem Energiegesetz [Schöpfer et al. 2009]

Die Festigkeit des Modellmaterials hängt nicht nur von der Porosität, sondern auch vom Anteil ungebundener Kontakte ab. Diese ungebundenen Kontakte entsprechen unzementierten Kornkontakten in Gestein oder geschlossenen bereits existierenden Rissen.

Die Festigkeit der Modellmaterialien sinkt mit steigender Zahl nichtgebundener Kontakte (Abbildung 74a). Die Existenz ungebundener Kontakte hat einen stärkeren Einfluss auf die Zugfestigkeit als auf die Druckfestigkeit, da die ungebundenen Kontakte noch Druck-, aber keine Zugkräfte aufnehmen können. Daher steigt das Ver-

hältnis der einax. Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit (UCS/T) mit steigendem Anteil ungebundener Kontakte (b). Das Verhältnis UCS/T erreicht damit Werte für reale Gesteine von etwa 10.

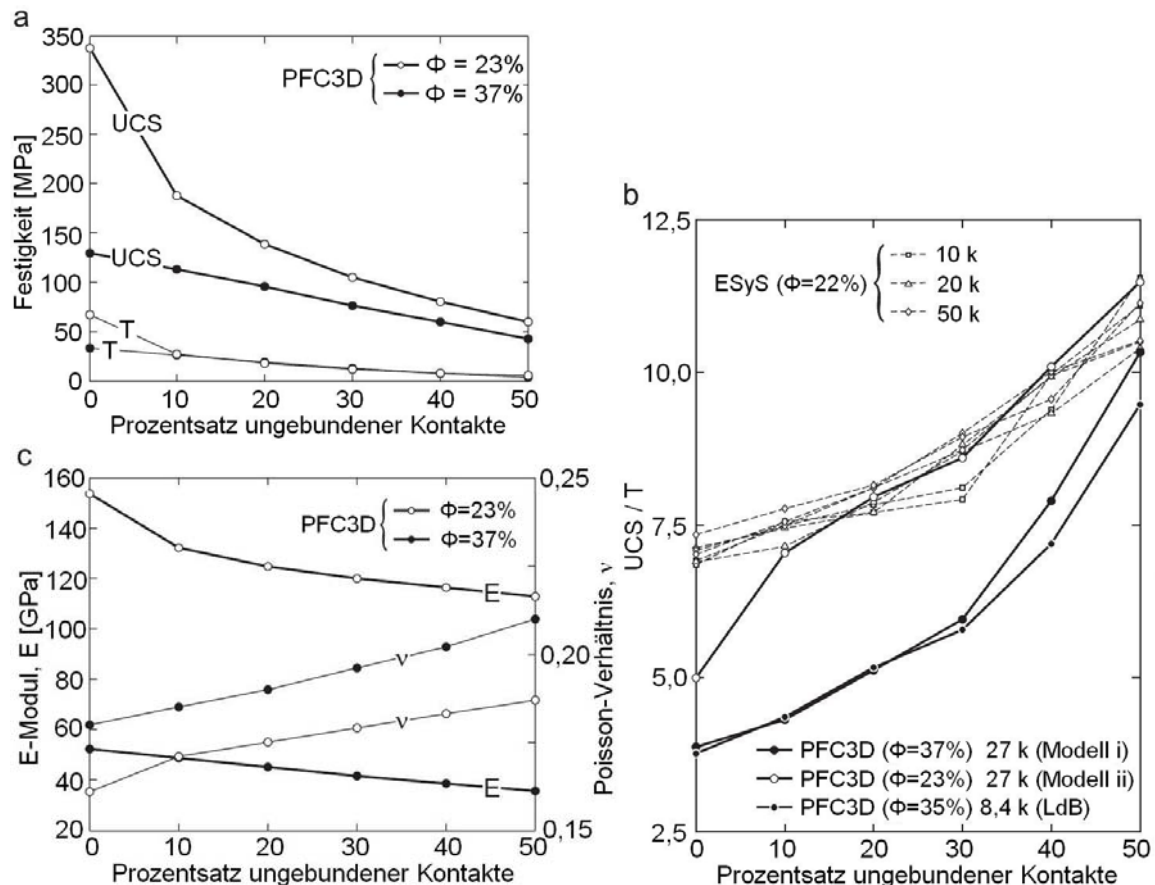


Abbildung 74: a) Einaxiale Druck- und Zugfestigkeit (UCS und T), b) UCS/T, c) elastische Eigenschaften über dem Anteil nichtgebundener Kontakte, E: E-Modul, v: Poisson-Verhältnis; k=Tausend Partikel, Φ : Porosität, Modell i: gleichförmig, Modell ii: Energiegesetz, LdB: Modell von Lac du Bonnet granite [Schöpfer et al. 2009]

Das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit hängt auch von der Modellporosität ab, mit höheren Werten für Materialien mit niedriger Porosität (Abbildung 74b). Die Existenz ungebundener Kontakte hat auch einen Einfluss auf die elastischen Eigenschaften (Abbildung 74c): Das E-Modul sinkt und das Poisson-Verhältnis v steigt mit steigendem Anteil ungebundener Kontakte.

In [Potyondy & Cundall 2004] wurden zwei- und dreidimensionale biaxiale, triaxiale und Brazilian-Tests mit PFC^{2D} [Itasca 2008a] und PFC^{3D} [Itasca 2008b] simuliert und zweidimensionale Tunnelsimulationen durchgeführt. Die Spannungs- Dehnungs-Kurven und Rissmuster im Biaxialtest (2D) sind in Abbildung 75 dargestellt. Im Biaxialtest sind folgende Beobachtungen zu verzeichnen:

1. Am Anfang entstehen relativ wenig Risse, die nicht wechselwirken, und in Richtung der maximalen Druckspannung laufen.
2. Nahe der Spitzenbelastung entwickeln sich makroskopische Bruchflächen. Bei niedrigem Manteldruck entwickeln sich sekundäre Makrorisse parallel zur Belastungsrichtung (Abbildung 75b). Mit steigendem Manteldruck steigt die Zahl der Bruchflächen.
3. Das Schadensbild bei der Spitzenbelastung ist für alle Manteldrücke ähnlich. Die größte Schädigung entsteht nach der Spitzenbelastung. Mit steigendem Mantel-

druck steigt das Verhältnis von Schermikrorissen zu Zugmikrorissen. Der Mantel-
druck reduziert die Zugkräfte senkrecht zur Probenachse.

Beim Spaltzugversuch (Brazilian-Test) tritt folgende Beobachtung auf:

Ein Keil aus Rissen formt sich im Inneren der Probe unter jede Platte. Einer der
Keile erzeugt dann einen einzelnen Riss, der durch die Probe parallel zur Richtung
der Belastung geht. Der Makroriss besteht aus Zugmikrorissen.

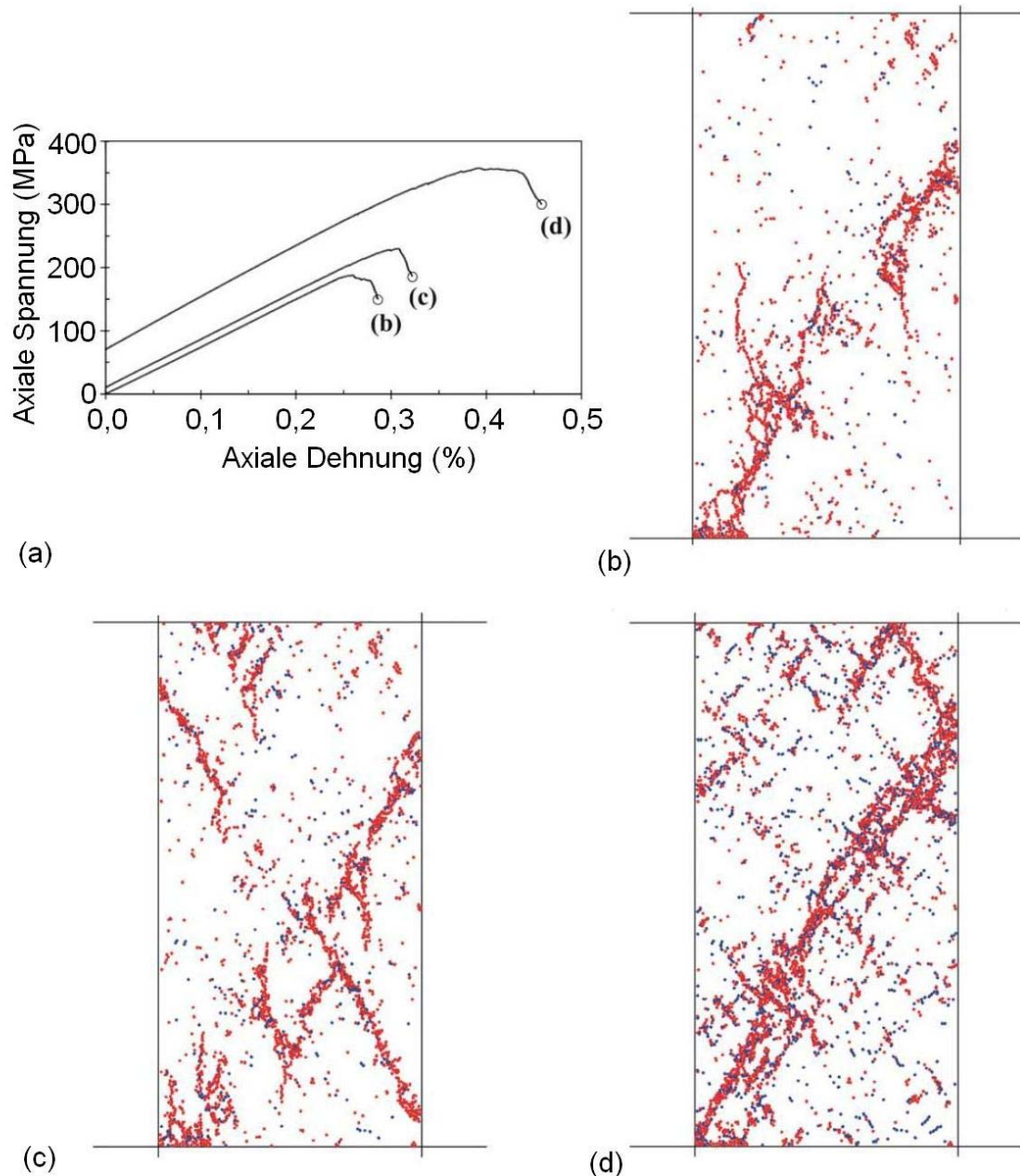


Abbildung 75: a) Spannungs-Dehnungs-Kurven und Schadensmuster nach der Spitzenspannung bei den Manteldrücken b) $\sigma_3=0,1$ MPa, c) $\sigma_3=10$ und d) $\sigma_3=70$ MPa; b), c) und d): Rissverteilung im Nachbruchbereich, rot: Zugversagen, blau: Scherversagen, durchschn. Korndurchmesser 0,72 mm, PFC2D [Potyondy & Cundall 2004]

Die Neigung ist im triaxialen Druckversuch zu niedrig und die Spaltzugfestigkeit zu hoch. Diese Diskrepanz kann daher kommen, dass kreisförmige/ kugelförmige Körner verwendet werden. Sie kann reduziert werden, indem Kornformen verwendet werden, die eher den komplexgeformten und stark verzahnten Körnern von Granit ähneln. Mit unzerbrechlichen Clustern konnte das Problem gelöst werden. Das

Nachbruchverhalten ist plastisch. Möglicherweise sind zerbrechliche Cluster noch besser.

Fakhimi & Gharahbagh [2011] haben den Einfluss von Makro-Fehlstellen oder Makro-Poren (und dessen Verteilung) auf das mechanische Verhalten von Gestein untersucht.

In dieser Studie wird das Gestein als ein verbundenes Partikelsystem modelliert. Die Gesteinskörner sind kreisförmige Zylinder, die wie in PFC durch Kontaktfedern miteinander verbunden sind. Während der Probenerzeugung existieren Kornzylinder ($D=0,4 - 0,6 \text{ mm}$) und Porenzylinder ($D=0,5 \text{ mm}$ sowie $2,5 \text{ mm}$). Die Porenzylinder werden anschließend gelöscht. Die Porengröße beträgt $1x$ und $5x$ die Korngröße, die Porosität bleibt aber bei $16 - 17 \%$.

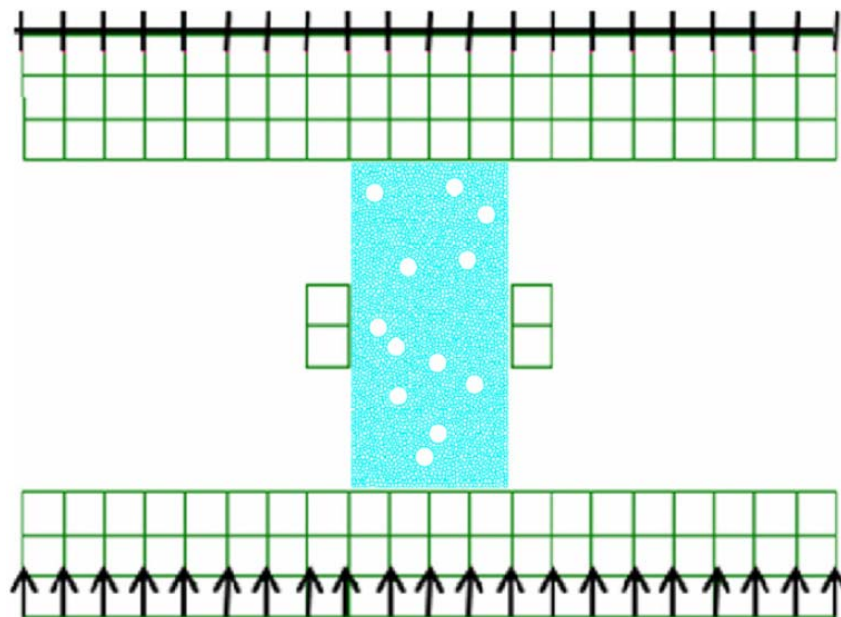


Abbildung 76: Numerisches einaxiales Testmodell für simuliertes poröses Gestein
[Fakhimi & Gharahbagh 2011]

Bei größeren Poren sind das E-Modul und die einaxiale Druckfestigkeit größer, die Zugfestigkeit kleiner als bei kleinen Poren. Damit steigt das Verhältnis von einaxialer Druck- zu einaxialer Zugfestigkeit, wenn die Porengröße steigt, während die Porosität gleich bleibt. Proben mit einer geringeren Porosität sind steifer und fester.

Für die Mittelwerte der Druckfestigkeit wurde bei verschiedenen großen Proben kein bedeutender statistischer Größeneffekt festgestellt. Es verringern sich die Mittelwerte der einaxialen Zugfestigkeit und Risseinleitungsspannungen, wenn sich die Probengröße vergrößert. Die Streuungen sind für Proben mit größeren Makroporen größer. Mit zunehmender Probengröße reduziert sich die Streuung unabhängig von der Größe der Makroporen. Wenn das Verhältnis von Probengröße zu Korngröße ansteigt, steigt auch das Verhältnis von Druck- zu Zugfestigkeit.

Baumgarten & Konietzky [2010] haben die Spannungspfadabhängigkeit der Festigkeitsparameter von Gestein numerisch untersucht. Außerdem können in der numerischen Simulation die mikromechanischen Prozesse (Mikrorissentwicklung und Verschmelzen) während des Belastungsprozesses untersucht werden. Es wurden zwei Modelle verwendet: Eines mit Kugeln und eines mit Clumps (Körner, die aus mehreren Kugeln bestehen). Die Materialsteifigkeit wird gesteuert durch die Steifigkeit der Partikel und Parallelbonds. Die Festigkeit wird kontrolliert durch die Scher- und Zug-

festigkeit der Parallelbonds und das Reibungsverhalten an den Partikelkontakten. Ein spezieller Entfestigungsansatz, der den Reibungswinkel der Partikel schrittweise beim fortschreitenden Brechen der Verbindungen reduziert, wurde angewendet. Dies führt zu einer allgemeinen Steifigkeitsreduktion mit fortschreitender Schädigung. Das E-Modul der Parallelverbindungen ist höher als die Steifigkeit des Partikelkontakts, was zu einer weicheren Krümmung der Spannungs-Dehnungs-Kurve führt.

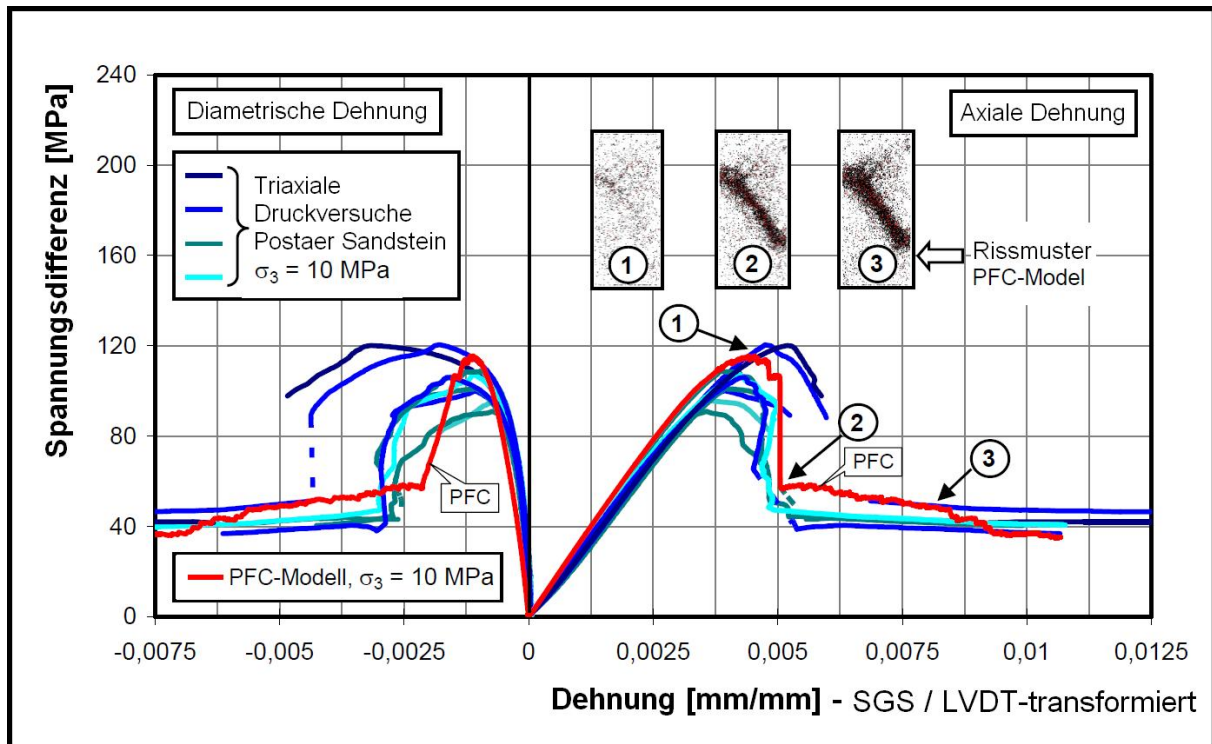


Abbildung 77: Triaxiale Druckversuche mit einem Umgebungsdruck von 10 MPa, Labortests/ PFC^{3D}-Simulation - Spannungs-Dehnungs-Kurven und Rissmuster [Baumgarten & Konietzky 2010]

Das Kugelmodell ist gut geeignet, um das Spannungs-Dehnungs-Verhalten zu reproduzieren ebenso wie das Rissmuster unter einaxialer und dreiaxialer Druckbelastung (Abbildung 77). Alle Phasen: Der Bereich vor dem Versagen, die Spitzenwerte und der Nachbruchbereich werden korrekt modelliert. Auch die Dilatanz, gezeigt durch die seitliche Ausdehnung, wird gut reproduziert. Am Ende werden die Rissmuster (geneigte Scherbänder) in den Modellen beobachtet. Die Scherbänder werden durch die Vereinigung von vielen Mikrorissen gebildet. Wie in den Ultraschallgeschwindigkeitsmessungen während der Belastung gezeigt wurde, zeigen die Modelle bereits Mikrorissentwicklung lange bevor die maximale Festigkeit erreicht wurde. Es kann gesagt werden, dass alle relevanten Charakteristika der Druckversuche mit umgebenden Spannungen größer als 10 MPa gut mit dem Kugelmodell reproduziert werden. Aber die Zugfestigkeit wird stark überschätzt, die einaxiale Druckfestigkeit leicht überschätzt und die beobachtete Nichtlinearität der Bruchlinie wird nicht gut reproduziert (Abbildung 78).

Daher wurde ein zweiter Ansatz mit Clumps statt Kugeln verwendet. Dieser Ansatz zieht die Kornform, das dementsprechende Ineinandergreifen und die begrenzte Partikelbewegung in Betracht. Wie Abbildung 78 zeigt, kann das Clumpmodell die gesamten Spannungs-Dehnungs-Kurven in nahezu perfekter Art und Weise reproduzieren. Zusätzlich, wie Abbildung 78 zeigt, wird die Zugfestigkeit aus den Laborversuchen nahezu erreicht und die Nichtlinearität der Versagenskurve wird gut reproduziert.

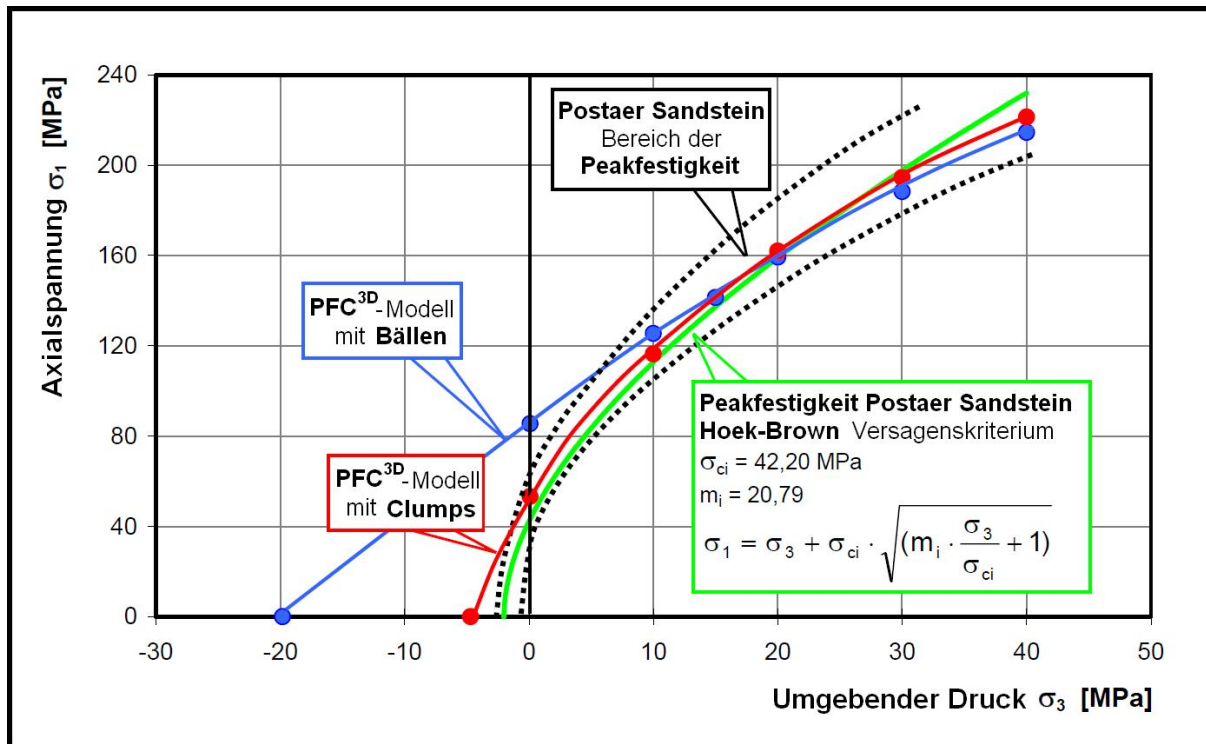


Abbildung 78: Bruchlinie, maximale Festigkeit – Labortests/ PFC^{3D}-Simulationen
[Baumgarten & Konietzky 2010]

Baumgarten & Konietzky [2013] haben den Einfluss von verschiedenen Typen von Triaxialtests auf die Versagenshüllkurve untersucht. Es wurden verschiedene Typen von Triaxialtests im Labor durchgeführt: Kontinuierlicher Bruchversuch, Einzelstufentests und Multistufentests. Parallel wurden numerische Simulationen mit PFC^{3D} [Itasca 2008b] durchgeführt. Bei den Einzeltriaxialtests konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Labortests und numerischen Simulationen erreicht werden. Signifikante Abweichungen wurden für einaxiale Zug- und Druckversuche beobachtet. Das Kugelmodell zeigt nicht die nichtlineare Versagenshüllkurve für niedrige Umgebungsdrücke und Zugspannungen (siehe Abbildung 78). Daher wurden Kugeln durch Clumps ersetzt, die die Partikelform realistischer abbilden. Das Clumpmodell kann den Vorbruchbereich gut modellieren, hat aber Probleme mit dem Nachbruchbereich. Die Clumps führen zu einer realistischeren Verzahnung der Körner und begrenzen die geradlinigen Bewegungen und Rotationsbewegungen. Unter hohen Spannungen steigt die Zahl der Kontakte. Somit kann die Festigkeit der Verbindungen reduziert werden, was zu einer niedrigeren Zugfestigkeit führt, während die Druckfestigkeit hoch bleibt. Wenn 50 % - 60 % der maximalen Festigkeit erreicht sind, kommt es zum fortschreitenden Brechen der Verbindungen. Dies wurde durch Ultraschallmessungen im Labor bestätigt und zeigt sich in den numerischen Simulationen. Die numerischen Simulationen zeigen einen weiteren Anstieg der Schädigung selbst nachdem die maximale Festigkeit erreicht wurde, während Labortests nur eine leichte weitere Reduktion der Ultraschallgeschwindigkeit zeigen. Um das Absinken von der maximalen zur verbleibenden Festigkeit zu simulieren, wurde die lokale Reduktion der Reibung für gebrochene Verbindungen eingefügt. Die Stärke der Reduktion ist eine Funktion des umgebenden Drucks und der Zahl der gebrochenen Verbindungen pro Partikel. Dies führt wie bei den Laborversuchen zur Anhäufung von Rissen in einem Band (Scherbänder).

Groh et al. [2011] haben die Schadensentwicklung von heterogenen kohäsiven Materialien auf Kornebene mit der Diskreten-Elemente-Methode simuliert. Die Körner werden als zerbrechliche Einheiten modelliert, indem sie aus kleineren Partikeln bestehen. Dazu wurden Kugeln zu Clustern zusammengefasst. Es wurden Druckversuche und 3-Punkt-Biegetests für die Bestimmung der Bruchzähigkeit simuliert. In den 3-Punkt-Biegetests zeigt sich, dass das Füllmaterial wesentlich steifer ist und eine höhere Festigkeit hat als das Bindermaterial. Es sind höhere Kräfte nötig, um dieselbe Risszahl zu erhalten. Außerdem zeigen heterogene Materialien eine Streuung der Deformation und Festigkeit, wenn unterschiedliche Zufallsverteilungen der Körner realisiert werden.

Stahl & Konietzky [2011] haben grobkörnige kohäsionslose Böden mit PFC^{3D} kalibriert. Die Körner wurden durch Clumps simuliert. Clumps sind diskrete Partikel in PFC^{3D}, die aus sich überlappenden Kugeln bestehen. Der Clump verhält sich wie ein starrer Körper.

Es wurden verschiedene Tests simuliert und mit Laborversuchen verglichen: Beim Einfüllen der Probe in einen Zylinder kam eine ähnliche Porosität heraus wie beim Laborversuch. Beim Schütten auf eine Platte stimmte der Neigungswinkel des Schüttkegels überein. In Ödometer-Tests wurde die Deformierbarkeit unter kompressiver Belastung simuliert. Hier stimmte zumindest der Entlastungs-Wiederbelastungstest mit dem Laborversuch überein. Der Scherwiderstand der granularen Materialien kann mit Triaxialtests untersucht werden. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven bei verschiedenen umgebenden Drücken zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem Laborversuch. Man erkennt, dass sich ein Scherband bildet. In dreidimensionalen Multistufen-Schertests wurde der Scherwiderstand des granularen Materials untersucht. Sowohl im Laborversuch als auch in der Simulation wurde mit nur einer Probe die Scherfestigkeit bei verschiedenen Normalspannungen untersucht, indem bei Erreichen der Scherfestigkeit die Scherung gestoppt wird, die Normalspannung erhöht und dann die Scherspannung weiter erhöht wird. Die Scherfestigkeiten beim numerischen Modell zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Laborversuchen.

Liu et al. [2014] haben die Gesteinszerstörung eines Schneidelementes mit Unterstützung eines Wasserstrahles experimentell und numerisch untersucht. Die Schneidkräfte konnten durch den Wasserstrahl um bis zu 45% gesenkt werden.

Wyk et al. [2014] haben Gesteinsschneidtests numerisch mit PFC^{3D} simuliert. Es wurden ein meißelförmiges und ein knopfförmiges Werkzeug simuliert. Bei der Simulation mit dem meißelförmigen Werkzeug steigen die Schnitt- und Normalkräfte im Laufe der Simulation an, da sich das Bohrklein vor dem Schneidwerkzeug anhäuft. Die numerischen simulierten Schnittkräfte sind viel größer als die experimentellen Kräfte und die numerischen simulierten Normalkräfte sind viel kleiner als die experimentellen Kräfte. Anschließend wurden Simulationen mit einem scharfen und einem verschlissenen knopfförmigen Schneidelement durchgeführt. Die durchschnittlichen Werte der Werkzeugkräfte für eine knopfförmige Schneide mit Verschleiß sind zweimal so groß mit einer scharfen Schneide. Es wurde ein zweiter Schnitt mit einer verschlissenen Schneide, 3 mm versetzt zum ersten Schnitt, simuliert. Die numerisch simulierte Schnittkraft ist gleich dem experimentellen Wert, während die numerischen Normal- und Seitenkräfte viel kleiner sind als die experimentellen Werte.

Xiaohua et al. [2014] haben die Vorteile vom Hochfrequenz-Drehschlagbohren (HFTID, high frequency torsional impact drilling) im Vergleich zum konventionellen Bohren numerisch mit der Simulationssoftware ABAQUS untersucht. Dabei werden dem Meißel hochfrequente drehende Einschläge zur Verfügung gestellt. Beim HFTID sind viele Gesteinselemente unter dem Meißel einer Kombination aus Scher- und Zugspannungen ausgesetzt. Beim konventionellen Bohren erzeugt die Belastung am Meißel eine Kombination von Scher- und Druckspannungen. Da die Zugfestigkeit vom Gestein wesentlich geringer als ist die Druckfestigkeit, tendiert die Eindringrate in HFTID höher zu sein als in konventionellen Bohren. Bei HFTID ist die Schadensinitiationszeit im Gestein geringer und die Schadensentwicklung geht schneller als ohne Einschläge. Außerdem sinken die Schadensinitiationszeit und die Entwicklungszeit des Schadens mit steigender Einschlagfrequenz. Somit lässt sich mit hoher Einschlagfrequenz der Zerkleinerungsprozess beschleunigen. Weiterhin steigt das gebrochene Gesteinsvolumen mit steigender Einschlagfrequenz. Jedoch sinkt die Lebensdauer des Hochfrequenz-Drehschlaggenerators mit steigender Einschlagfrequenz. Betrachtet man die Eindringrate und die Lebensdauer des Generators, so beträgt die optimale Einschlagfrequenz des HFTIG 15 Hz.

4 Zweidimensionale Simulation der Gesteinszerstörung mit UDEC

4.1 Vorstellung UDEC

Das 2-dimensionale Programm UDEC [Itasca 2011a] basiert auf der Diskreten-Elemente-Methode (DEM). Dabei wird ein Festkörper als ein Verband von einzelnen Blöcken betrachtet. Verbindungen (Kontakte) werden als Grenzflächen zwischen verschiedenen Körpern betrachtet. Die Kontaktkräfte und Verschiebungen der Grenzflächen werden durch eine Serie von Berechnungen ermittelt.

Die Berechnungen werden schrittweise durchgeführt, wobei angenommen wird, dass die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen innerhalb eines Zeitschrittes konstant sind. Daher muss der Zeitschritt ausreichend klein sein. Während eines Zeitschrittes können Störungen nicht zwischen einem diskreten Element und seinen Nachbarn übertragen werden. Die Blöcke können starr oder deformierbar sein. Deformierbare Blöcke werden in Zonen aufgeteilt (Abbildung 79). In dieser Arbeit wurden das elastische Modell und das Mohr-Coulomb-Modell verwendet. Das elastische Modell weist lineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten auf. Ein Versagen der Zonen bei Überlastung ist nicht möglich. Das Mohr-Coulomb-Modell weist zunächst auch elastisches Verhalten auf. Bei Überlastung, die von der maximalen und minimalen Hauptspannung abhängt, versagt das Element und verformt sich plastisch.

Für starre Körper definieren die Masse der Blöcke und die Steifigkeit der Grenzflächen zwischen den Blöcken den maximalen Zeitschritt. Bei deformierbaren Blöcken hängt der maximale Zeitschritt von der Zonengröße und der Steifigkeit des Systems, die sich aus dem Modul der Matrix und der Steifigkeit der Kontakte zusammensetzt, ab.

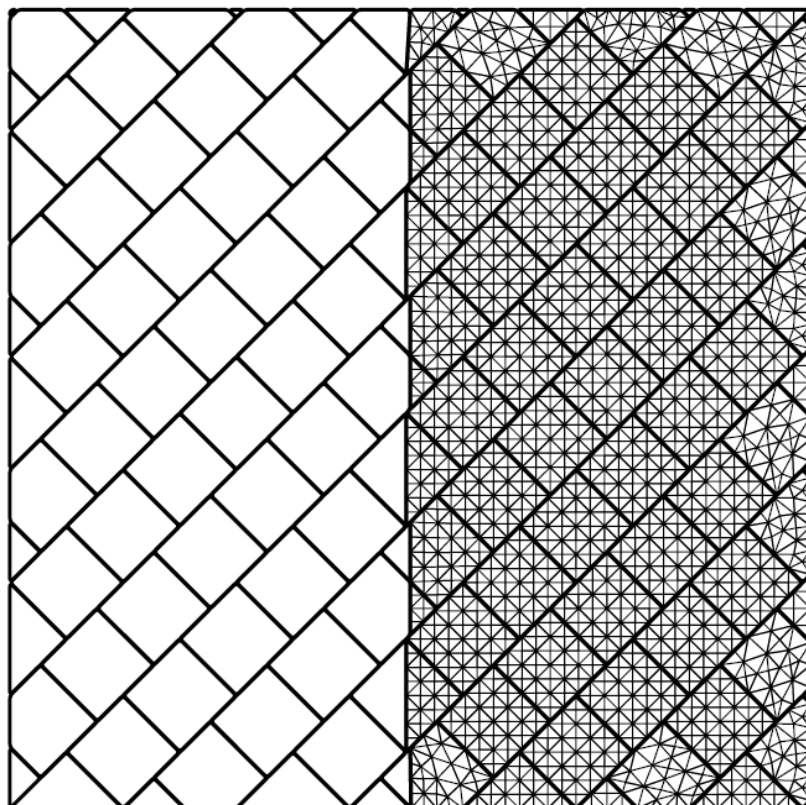


Abbildung 79: a) Blöcke b) Zoneneinteilung innerhalb der Blöcke [Itasca 2011a]

Die Berechnungen setzen sich aus dem Kraft-Verschiebungs-Gesetz und dem zweiten Newton'schen Gesetz zusammen. In jedem Zeitschritt werden neue Blockpositionen errechnet, wodurch man neue Kontaktkräfte erhält. Durch die resultierende Kraft und das resultierende Moment werden die Beschleunigungen für jeden Block erhalten. Durch Integration über das Zeitinkrement erhält man Geschwindigkeit und Verschiebung der Blöcke. Hier ergeben sich die neuen Kräfte. Diese Prozedur wird solange wiederholt, bis ein Gleichgewichtszustand oder ein Versagen resultiert (Abbildung 80).

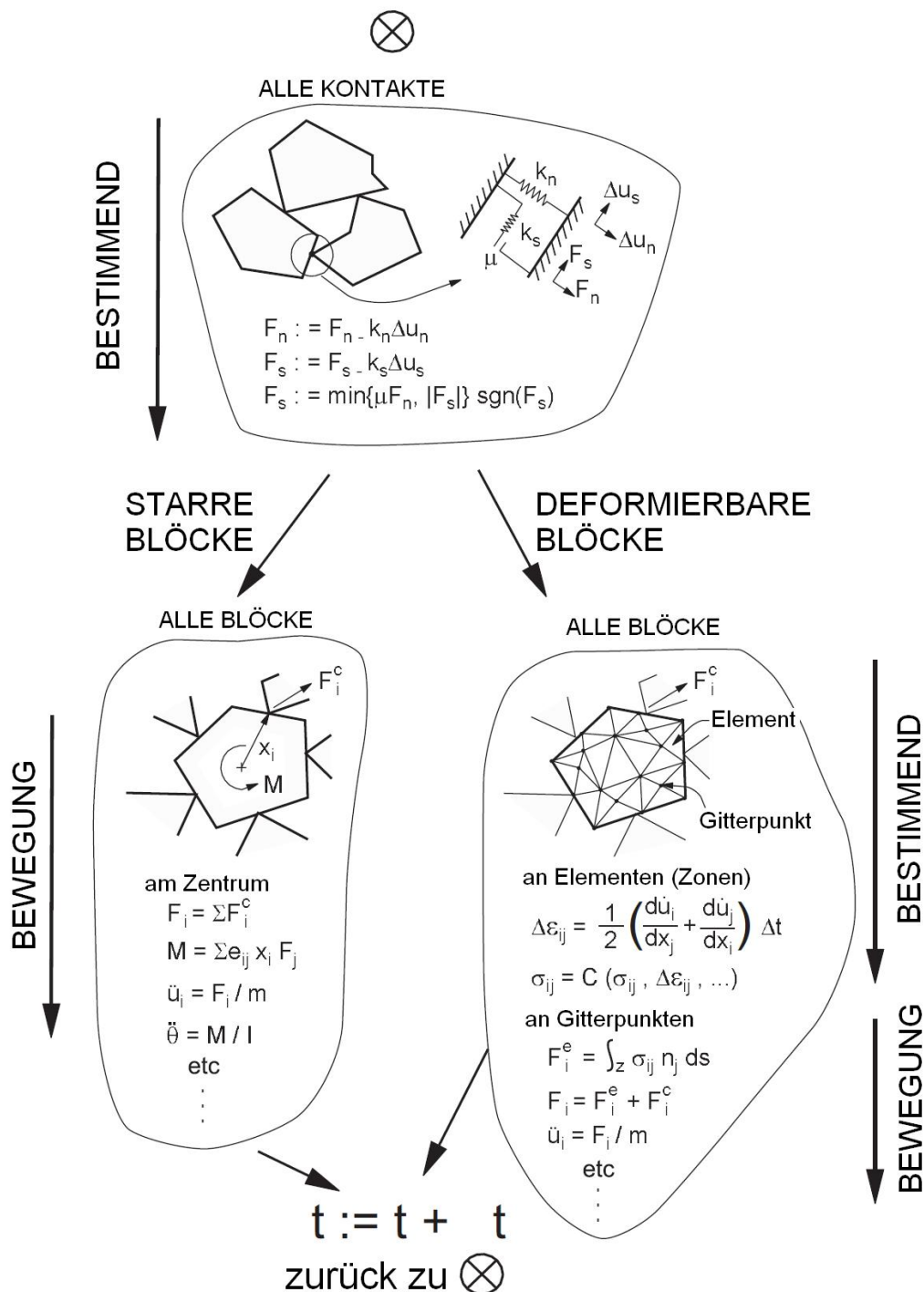


Abbildung 80: Berechnungszyklus für die Diskrete-Elemente-Methode [Itasca 2011a]

Für jeden Gitterpunkt bzw. starren Block gelten die Bewegungsgleichungen. Aus den externen Kräften, den Kontaktkräften, den Kräften aus den internen Spannungen

und der Gravitationskraft wird der resultierende Kraftvektor an jedem Knotenpunkt berechnet. Ist der Körper im Gleichgewicht, so ist der resultierende Kraftvektor Null, ansonsten wird der Knoten i nach der Differentialgleichung des zweiten Newtonschen Bewegungsgesetzes beschleunigt:

$$\ddot{u}_i^{(t+\Delta t/2)} = \ddot{u}_i^{(t-\Delta t/2)} + \sum F_i^{(t)} \frac{\Delta t}{m} \quad (2)$$

mit \dot{u} : Geschwindigkeit F_i : Einzelkräfte
 Δt : Zeitschritt m : Masse

Zusätzlich wird eine Dämpfung verwendet, um das Gleichgewicht so schnell wie möglich zu erreichen.

4.2 Simulation eines Stanzversuchs mit Diskenmeißeln

4.2.1 Modellaufbau, Methodik

Die Simulation basiert auf vernetzten Voronoi-Elementen mit elasto-plastischem Materialgesetz (Mohr-Coulomb-Modell). Damit zuerst die Verbindungen brechen (Risswachstum) und dann die Blöcke versagen, wurden Kohäsion und Zugfestigkeit der Blöcke doppelt so hoch gewählt wie die äquivalenten Werte bei den Verbindungen. Die Deformierbarkeit soll primär von der Matrix und nicht von den Verbindungen bestimmt werden. Daher wurde die Steifigkeit der Verbindungen 10 mal so hoch wie die äquivalente Steifigkeit der Blöcke gewählt:

$$j_{kn} = 10 \cdot \left(\frac{K + \frac{4}{3}G}{\Delta z_{min}} \right) \quad (3)$$

$$j_{ks} = \frac{j_{kn}}{2} \quad (4)$$

mit j_{kn} : Normalsteifigkeit der Verbindungen
 j_{ks} : Schersteifigkeit der Verbindungen
 K : Kompressionsmodul G : Schubmodul Δz_{min} : Zonengröße

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (5)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (6)$$

mit E : E-Modul ν : Querdehnzahl

Treffen zwei Blöcke während der Simulation erneut zusammen, so werden neue Kontakte geknüpft. In UDEC 4.0 nehmen diese Kontakte wieder die Ausgangsfestigkeit an. Daher müssen alle neu geknüpften Kontakte im Modell so manipuliert werden, dass sie stets den gebrochenen Zustand (Restfestigkeit) repräsentieren.

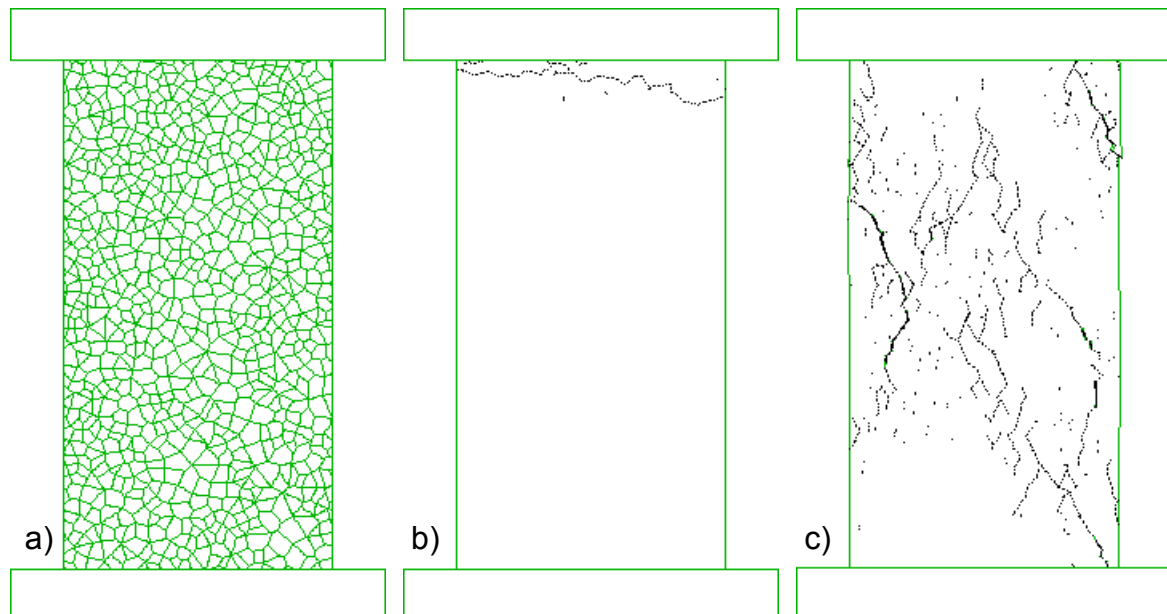
4.2.2 Kalibrierung des Gesteinsmodells

Für die Simulation der Gesteinszerstörung wurden die Gesteinsparameter von Postaer Sandstein verwendet (Tabelle 3). Die Größe des Probekörpers beträgt 5 x 10 cm.

Tabelle 3: Eigenschaften von Postaer Sandstein

Kohäsion	Reibungswinkel	Druckfestigkeit	Zugfestigkeit	Elastizitätsmodul
C=36 MPa	$\Phi=23^\circ$	$\sigma_u=40 \dots 60$ MPa	$\sigma_t=3,75$ MPa	E=20 GPa

Um die mikromechanischen Parameter zu finden, wurden ein Druck- und ein Zugversuch simuliert (Abbildung 81). Die mikromechanischen Gesteinskenngößen (Tabelle 4 und Tabelle 5) wurden dabei so lange verändert, bis die korrekten makroskopischen Versuchsergebnisse erhalten wurden. Bei der Strukturgröße handelt es sich um die durchschnittliche Kantenlänge der Voronoi-Elemente, bei der Zonengröße um die maximale Kantenlänge der dreieckigen Zonen. Als Zielgrößen wurden einaxiale Druckfestigkeit, einaxiale Zugfestigkeit und E-Modul verwendet.

**Abbildung 81: a) Voronoi-Struktur, b) Rissmuster beim Zugversuch und c) Rissmuster beim Druckversuch****Tabelle 4: Mikromechanische Gesteinsparameter der Blöcke in UDEC**

Strukturgröße	Zonen-Größe	Kohäsion [MPa]	Reibungswinkel [°]	Dilatanz [°]	E-Modul [GPa]	Querdehnzahl	Zugfestigkeit [MPa]
2,5 mm	1,25 mm	49	23	11,5	18	0,33	14,6
5 mm	2,5 mm	45	23	11,5	18,5	0,33	11,6

Tabelle 5: Mikromechanische Gesteinsparameter der Verbindungen in UDEC

Strukturgröße	Kohäsion [MPa]	Reibungswinkel [°]	Dilatanz [°]	jkn [TPa/m]	jks [TPa/m]	Zugfestigkeit [MPa]	Simulationsgeschwindigkeit [mm/s] Druck/Zug
2,5 mm	24,5	23	11,5	195	97	7,3	25/ 1
5 mm	22,5	23	11,5	100	50	5,8	25/ 1

4.2.3 Simulation der Stanzversuche

Die Einstanzversuche von Inkmann [1982], beschrieben im Kapitel 3.1.1, bilden die Grundlage für die Simulationen. Der simulierte Gesteinsblock hat eine Breite von

20 cm und eine Höhe von 10 cm. Die Simulation ist zweidimensional, für die Umrechnung der Kräfte in Spannungen beträgt die Tiefe 1 m. Die Strukturgröße der einzelnen Gesteinsblöcke beträgt 2,5 mm. Der Keilwinkel der Schneide beträgt, wenn nicht anders angegeben, 90° und der Abrundungsradius der Schneide 1,13 mm. Vor den Versuchen wurde eine Vorspannung von 6,25 MPa angelegt. Anschließend wurden die Seitenwände und der Boden fixiert, so dass die Vorspannung erhalten bleibt und das Material nicht bricht. Der Keil dringt quasistatisch in das Material ein. Die gemessenen Kräfte wurden für eine bessere Vergleichbarkeit auf die halbe Fläche des Diskenmeißels im oben beschriebenen Beispiel umgerechnet. Damit die Rechenzeit nicht zu lang wird, wurde auf das regelmäßige Entlasten der Probe verzichtet.

Der erste Eindruck ins Material wird als „Einbruch“ bezeichnet. In Abbildung 82 ist die Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe dargestellt. Wie in der Veröffentlichung von Inkmann [1982] ist die Andruckkraft zunächst etwa proportional zur Eindringtiefe. Ab einer bestimmten Kraft bricht das erste Gesteinsstück weg, so dass die Kraft wieder sinkt (nach etwa 0,22 mm Eindringtiefe). Würde an die Schneide keine konstante Geschwindigkeit, sondern eine steigende Kraft angelegt werden, so würde die Eindringtiefe schlagartig steigen.

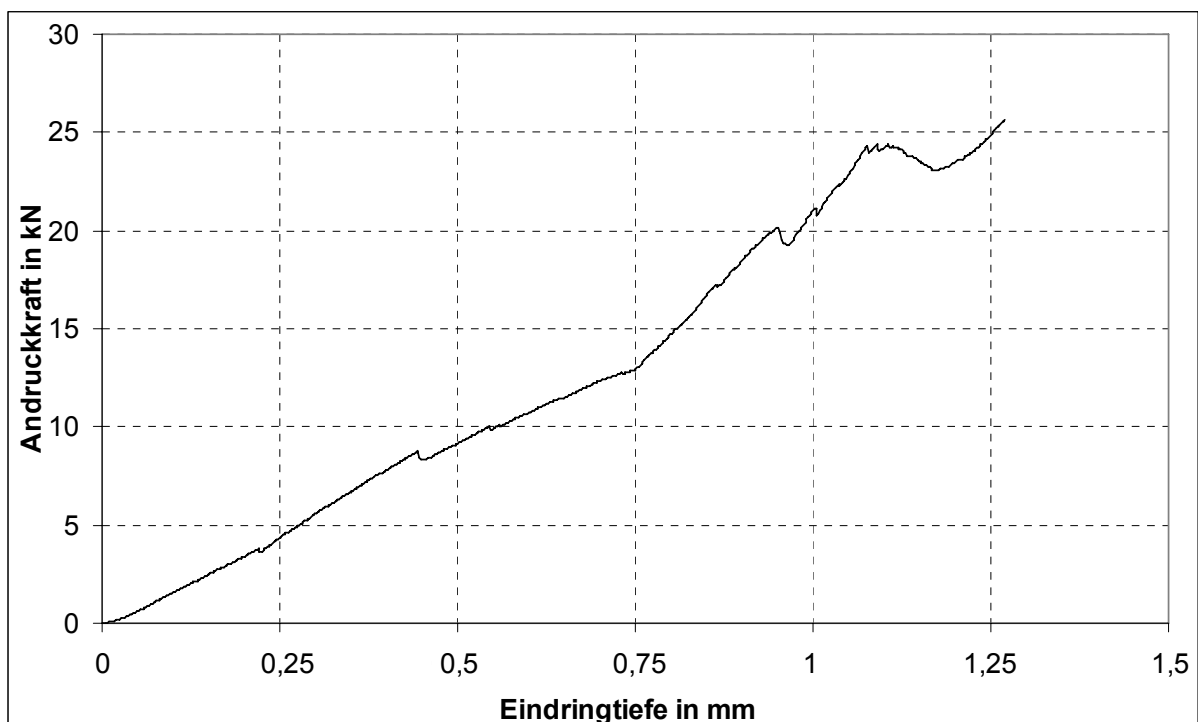


Abbildung 82: Andruckkraft beim Einzelschnitt in Abhängigkeit der Eindringtiefe, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

In Abbildung 83 ist das Material vor und nach dem ersten deutlichen Bruch dargestellt. Man erkennt, wie sich an der Oberfläche das erste Gesteinsstück löst. Bei 0,45 mm Eindringtiefe bricht auch links eine Gesteinsscholle weg. Auch die weiteren Einbrüche im Kraftverlauf sind mit dem Ablösen von Gesteinsstücken verbunden.

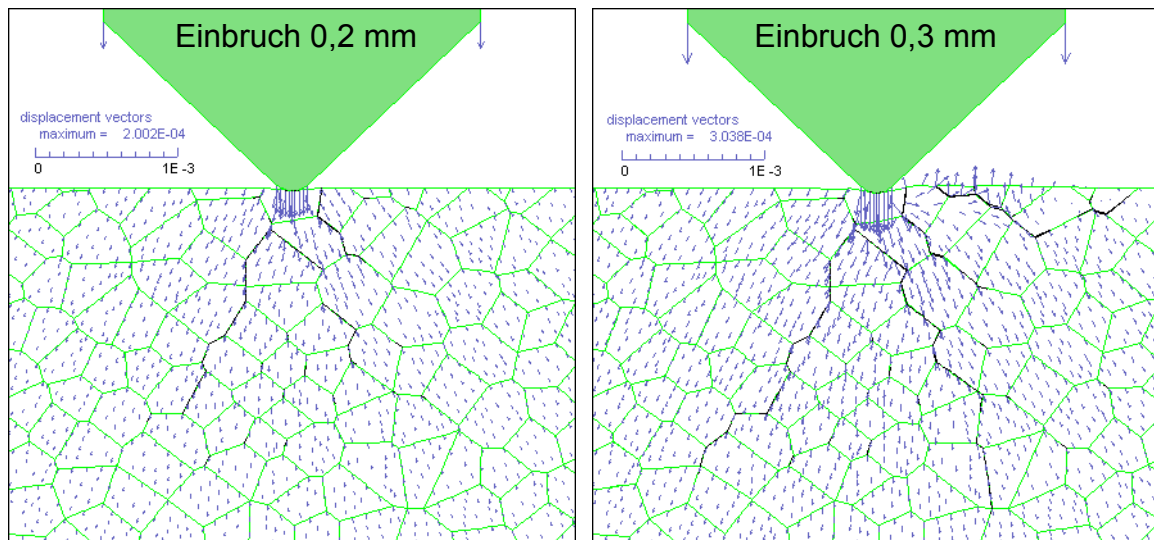


Abbildung 83: Bruchbilder und Verschiebungen [m] nach 0,2 mm und 0,3 mm Eindringtiefe, Risse sind schwarz dargestellt

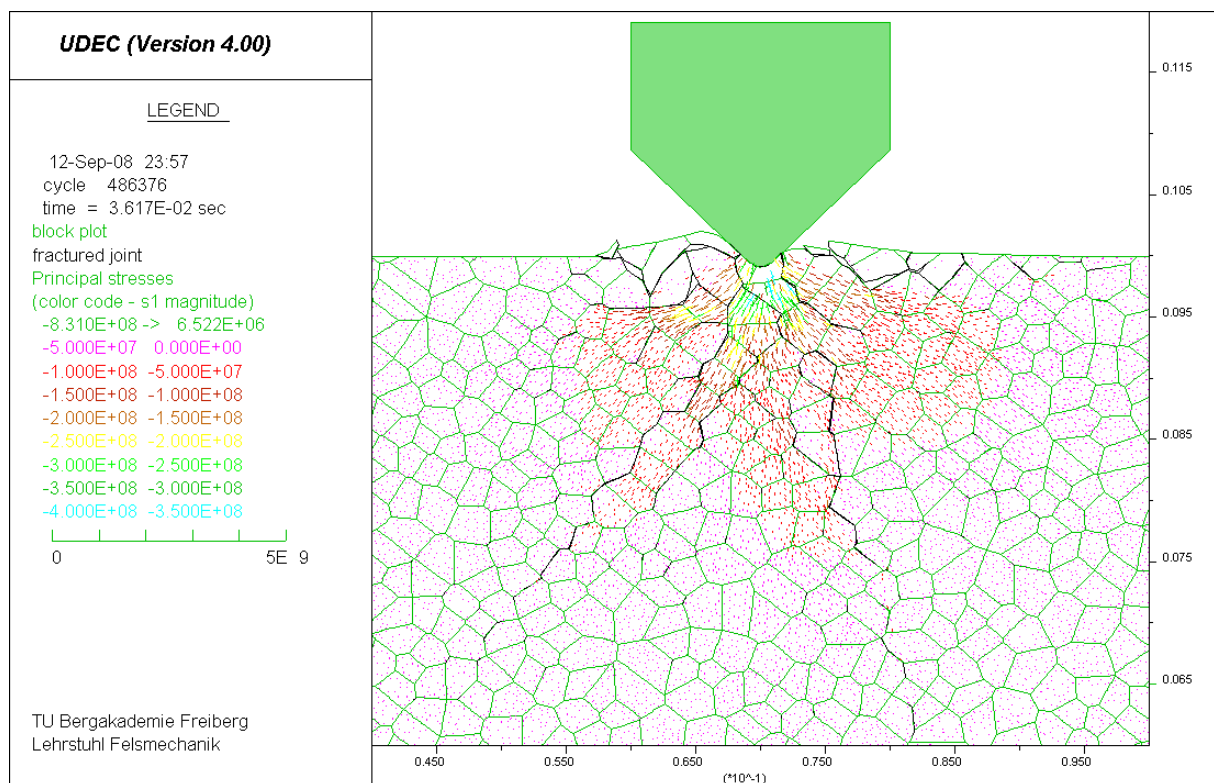


Abbildung 84: Spannungsverteilung [Pa] und Risse im Gestein nach 0,9 mm Eindringtiefe

In Abbildung 84 ist die Spannungsverteilung zu einem späteren Zeitpunkt dargestellt. Unter der Schneide sind die Blöcke plastifiziert und verformt. Dies entspricht der zermalzten Zone in Abbildung 25. Die abgelösten, nahezu spannungsfreien Gesteinsschollen sind deutlich zu erkennen. Die Risse reichen wesentlich tiefer als fünfstufig die Eindringtiefe. In den Versuchen von Inkmann [1982] reicht die beeinflusste Zone fünfstufig so tief wie die Eindringtiefe (siehe Abbildung 27b). Bei der Entlastung bewegt sich das Material nur geringfügig nach oben. Auch entstehen, im Gegensatz zu Abbildung 25, kaum neue Risse.

Nach dem Einbruch wurde die Spitze angehoben und in einem bestimmten Abstand zum ersten Einbruch erneut in die Probe gedrückt. Die Positionen sind in Abbildung 85 dargestellt.

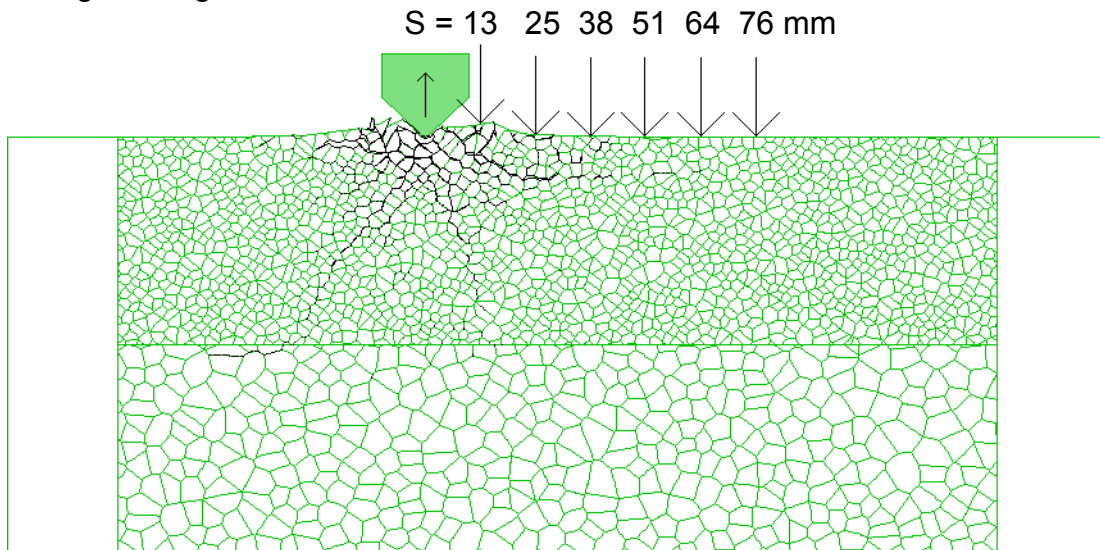


Abbildung 85: Position der Stanzversuche (Schnittbreite: 13, 25, 38, 51, 64, 76 mm)

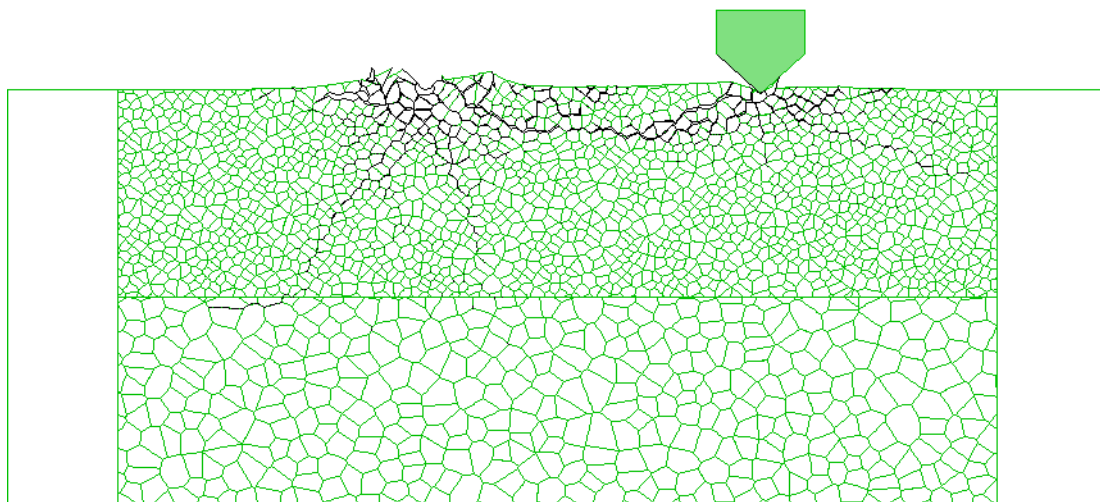


Abbildung 86: Bildung einer Gesteinsrippe (Gesteinsscholle) bei einer Eindringtiefe von 0,9 mm und einer Schnittbreite von 76 mm

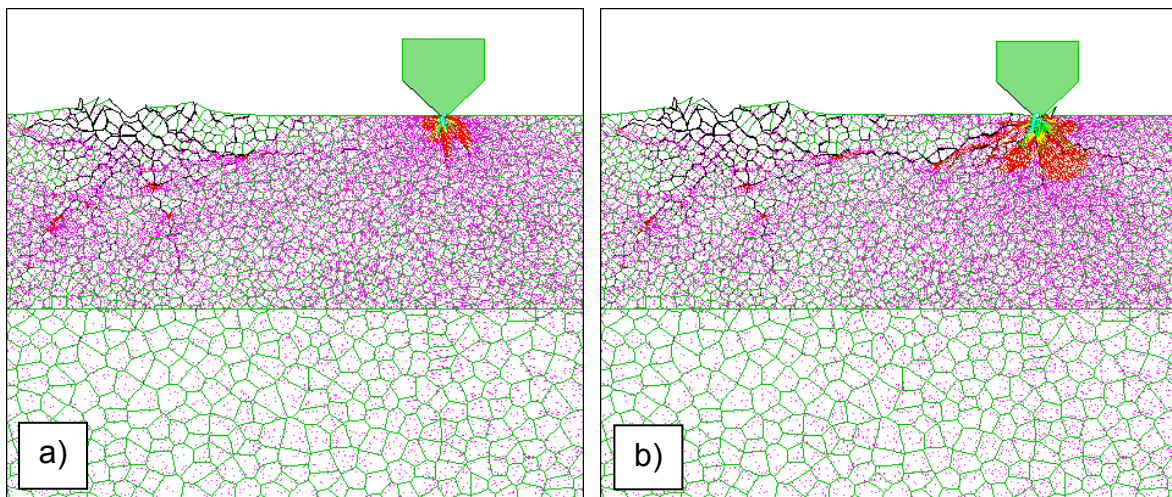


Abbildung 87: Spannungsverteilung im Gestein beim 2. Einstanzversuch a) bei 0,2 mm und b) bei 0,6 mm Eindringtiefe und 76 mm Schnittbreite

Es löst sich eine Gesteinsscholle ab (Abbildung 86). In Abbildung 87 ist die Spannungsverteilung beim zweiten Einstanzversuch bei einer Schnittbreite von 76 mm dargestellt. Man erkennt, dass die Gesteinsscholle nahezu spannungsfrei ist.

In Abbildung 88 ist die Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Schnittbreiten dargestellt. Wie in Abbildung 29 ist die Kraft beim ersten Einbruch am höchsten. Beim Stanzversuch dicht neben dem Einbruch ist die Kraft sehr niedrig. Je größer der Abstand ist, desto höher wird die Kraft. Die Kraftwerte sind durchaus realistisch, wenn man berücksichtigt, dass die Festigkeit von Sandstein etwas niedriger ist als die von Kalkstein.

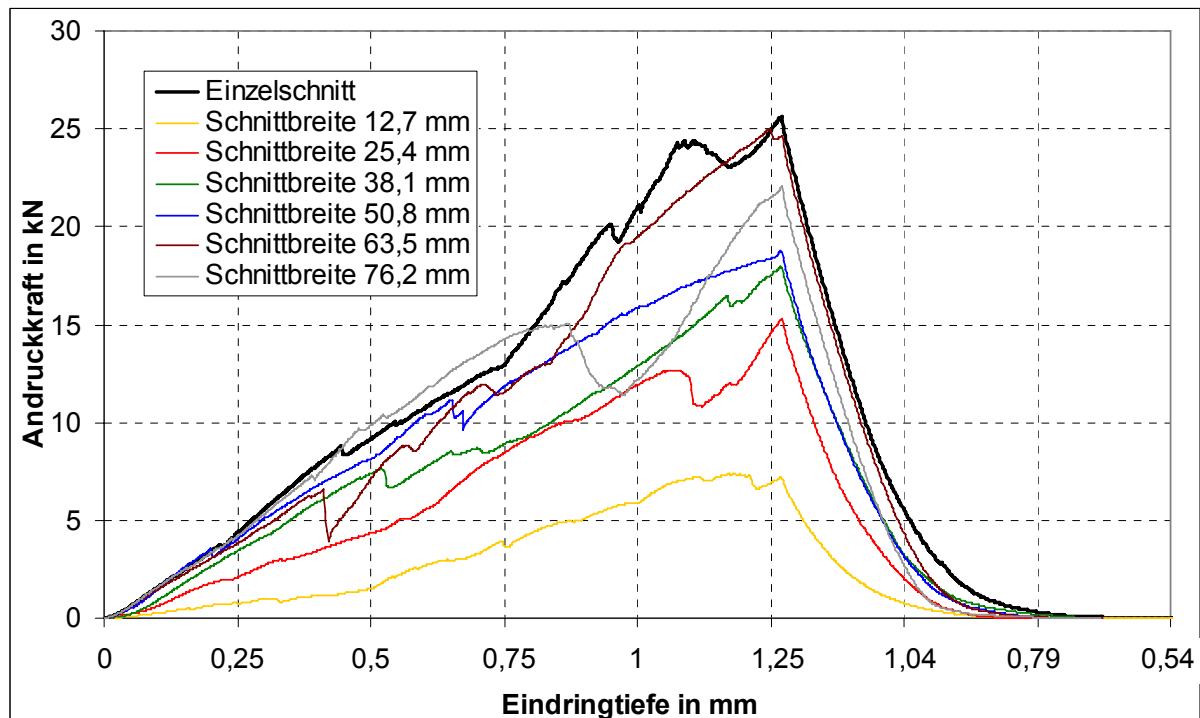


Abbildung 88: Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Schnittbreiten, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

In Abbildung 89 ist die Andruckkraft über die Schnittbreite dargestellt. Das Ergebnis stimmt mit Abbildung 30 überein.

In Abbildung 90 ist das abgelöste Material und der Energieverbrauch in Abhängigkeit der Schnittbreite dargestellt. Der Energieverbrauch berechnet sich folgendermaßen:

$$W = \int F ds \approx \sum F \Delta s \quad (7)$$

Es wird also immer die aktuelle Kraft F mit der Wegdifferenz Δs in y -Richtung multipliziert, wobei die Ergebnisse aufsummiert werden. Beim Energieverbrauch ist berücksichtigt, dass beim Entlasten wieder etwas Energie zurückgewonnen wird. Beim Abrollen eines Diskenmeißels auf dem Gestein wird die Energie bei der Entlastung auf der hinteren Seite ebenfalls zurückgewonnen. Die abgelöste Gesteinsmasse lässt sich nicht genau ermitteln, da auch größere Gesteinsbrocken noch nicht als lose detektiert werden, wenn sie nur mit einem oder wenigen Kontakten noch verbunden sind und sich das Gestein teilweise auch plastisch verhält. Deutlich ist aber zu erkennen, dass beim ersten Einbruch noch relativ wenig Masse abgelöst wird und

damit der Energieverbrauch pro abgelöster Materialmenge hoch ist. Beim zweiten Einbruch im bereits vorgeschädigten Gestein wird deutlich mehr Material abgelöst.

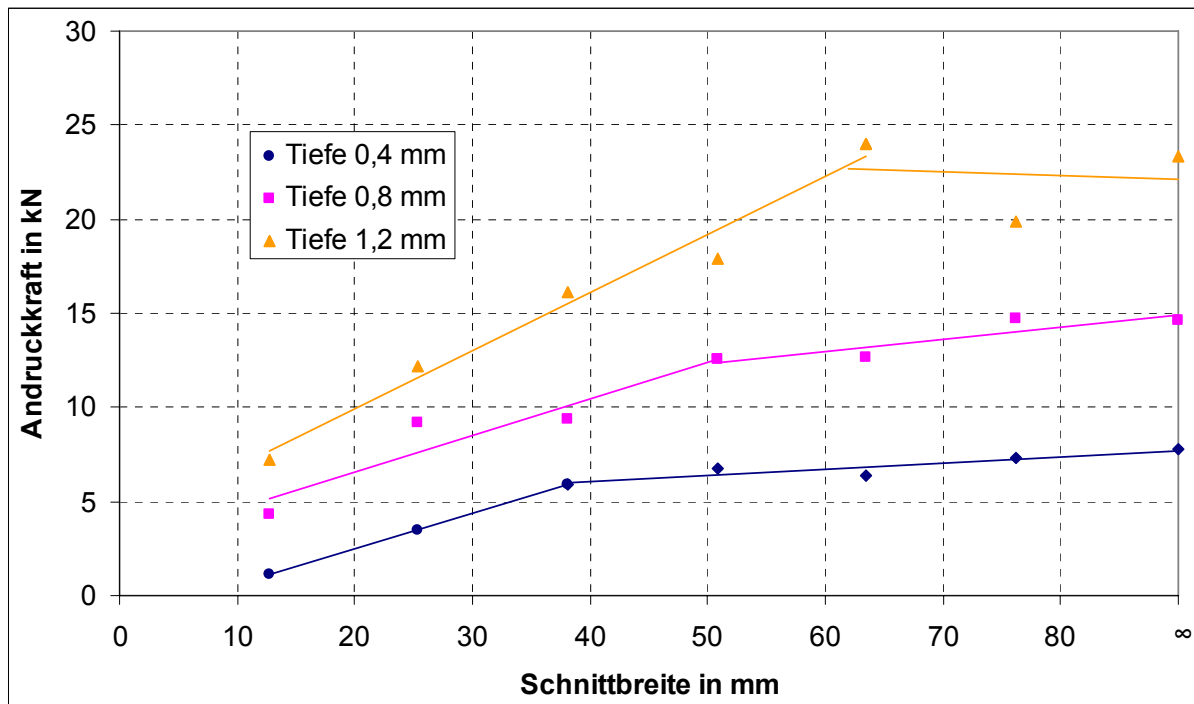


Abbildung 89: Andruckkraft in Abhängigkeit der Schnittbreite bei verschiedenen Eindringtiefen, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

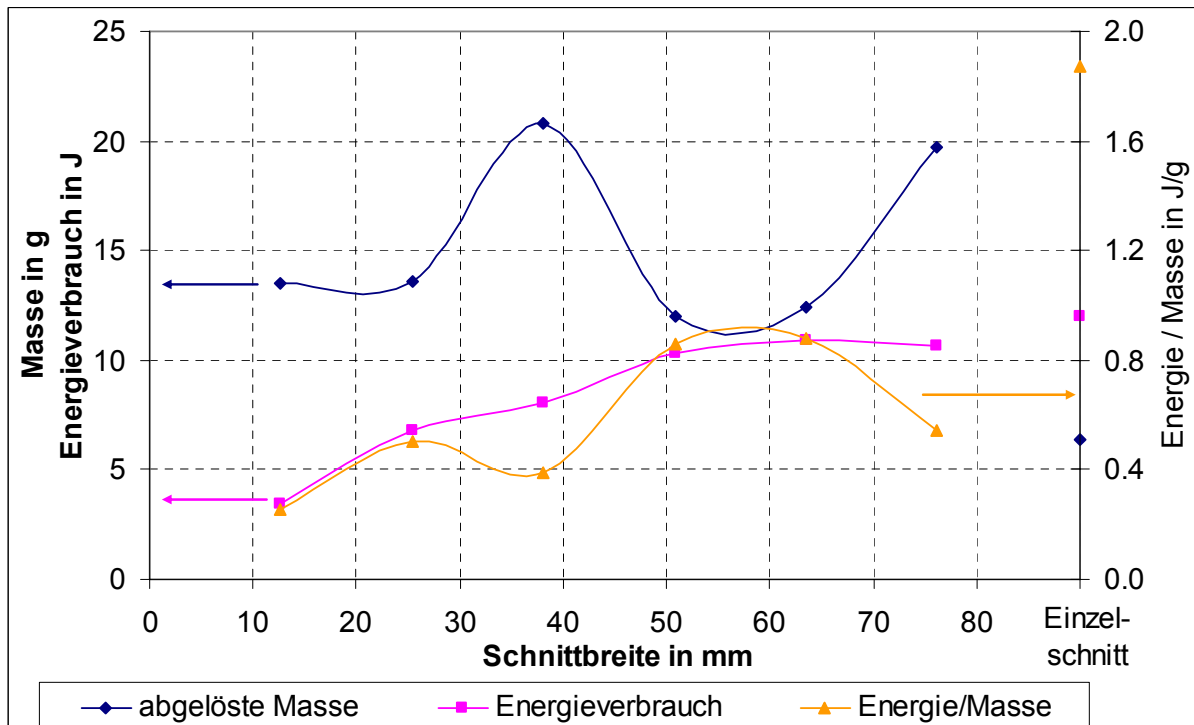


Abbildung 90: Abgelöstes Material und Energieverbrauch bei verschiedenen Schnittbreiten; beim zweiten Eindruck wurde die Masse vom Einbruch bereits abgezogen

Neben der Kraft in y-Richtung wirkt auch eine Kraft quer zur Einstanzrichtung, die Freischnittkraft (Abbildung 91). Diese wirkt in Richtung des Einbruchs. Bei einer Tun-

nelbohrmaschine hat diese Kraft kaum Bedeutung, da sich die Freischnittkräfte der einzelnen Diskenmeißel gegenseitig aufheben.

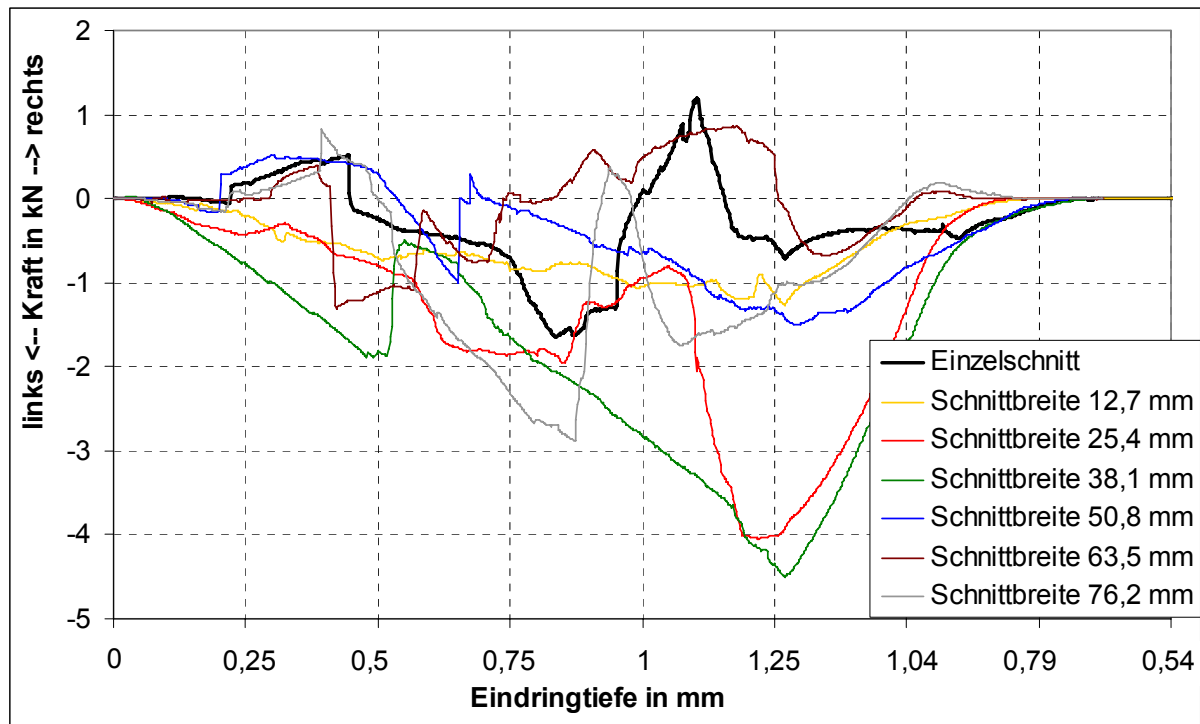


Abbildung 91: Freischnittkraft bei verschiedenen Schnittbreiten, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

Weiterhin wurde der Keilwinkel variiert. Bei kleinerem Keilwinkel verlaufen die Risse breiter, bei größerem Keilwinkel gehen die Risse mehr in die Tiefe (Abbildung 92).

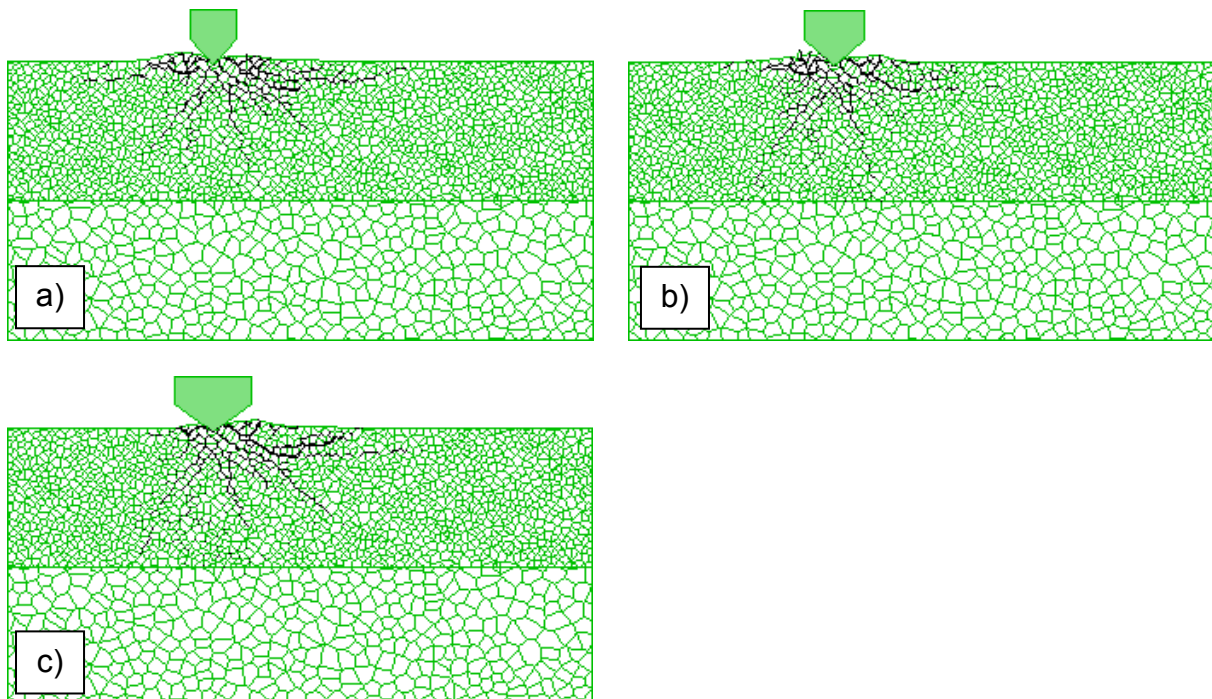


Abbildung 92: Einstanzversuch bei einem Keilwinkel von a) 75°, b) 90° und c) 105° und einer Eindringtiefe von 1,27 mm

Die notwendige Kraft steigt wie im Versuch (Abbildung 32) mit größerem Keilwinkel an (Abbildung 93 und Abbildung 94). Im Versuch wurde allerdings Granit verwendet, weshalb dort die Absolutkräfte höher sind.

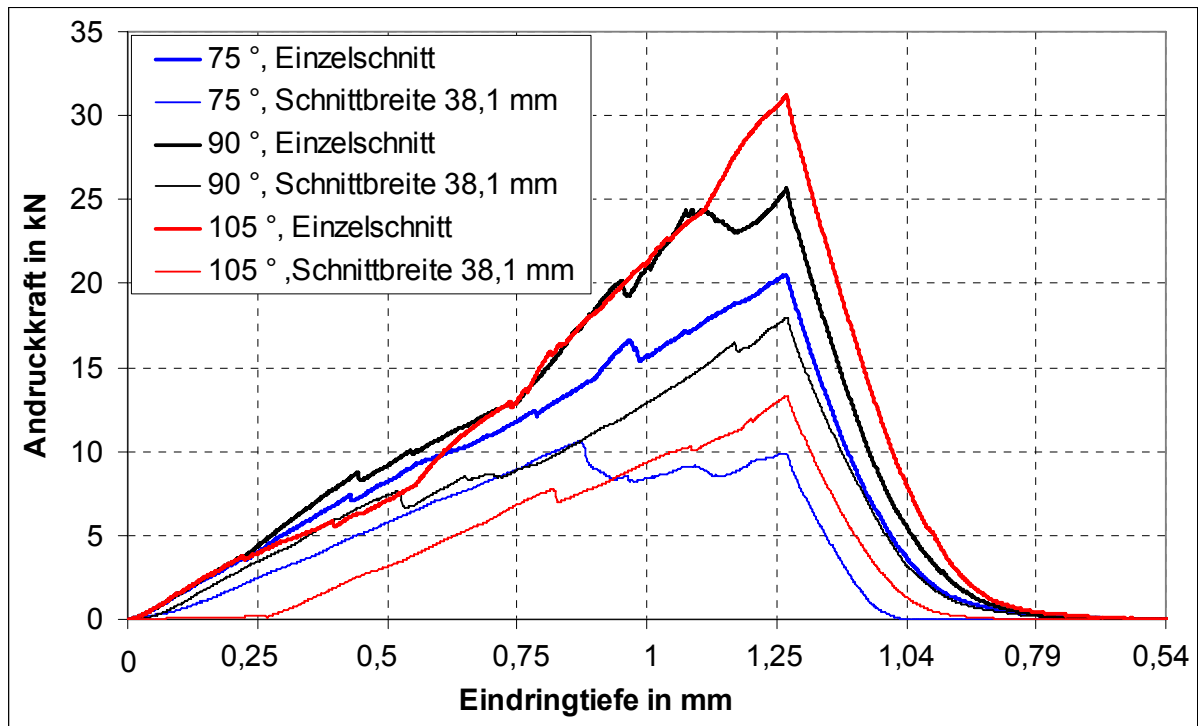


Abbildung 93: Andruckkraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe bei verschiedenen Keilwinkeln, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

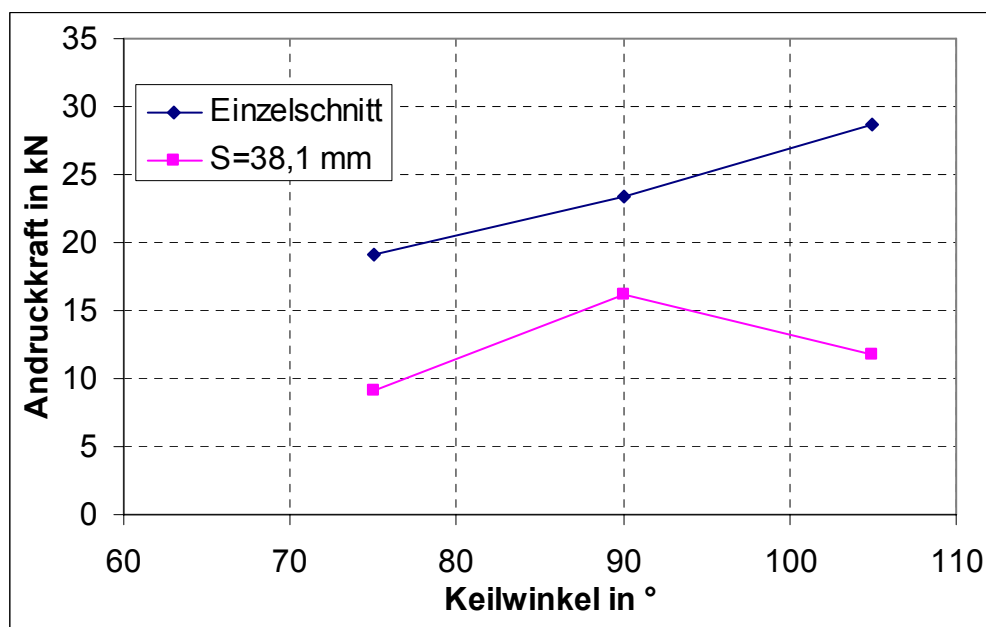


Abbildung 94: Andruckkraft in Abhängigkeit vom Keilwinkel, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

Außerdem wurden stumpfe Diskenmeißel mit einem Schneidkantenradius von 3,6 mm bei einem Keilwinkel von 90° simuliert. (Der bisherige Radius betrug 1,13 mm.) Die notwendigen Andruckkräfte sind höher als bei scharfen Diskenmeißeln, um dieselbe Eindringtiefe zu erreichen (Vergleich Abbildung 95 mit Abbildung 88).

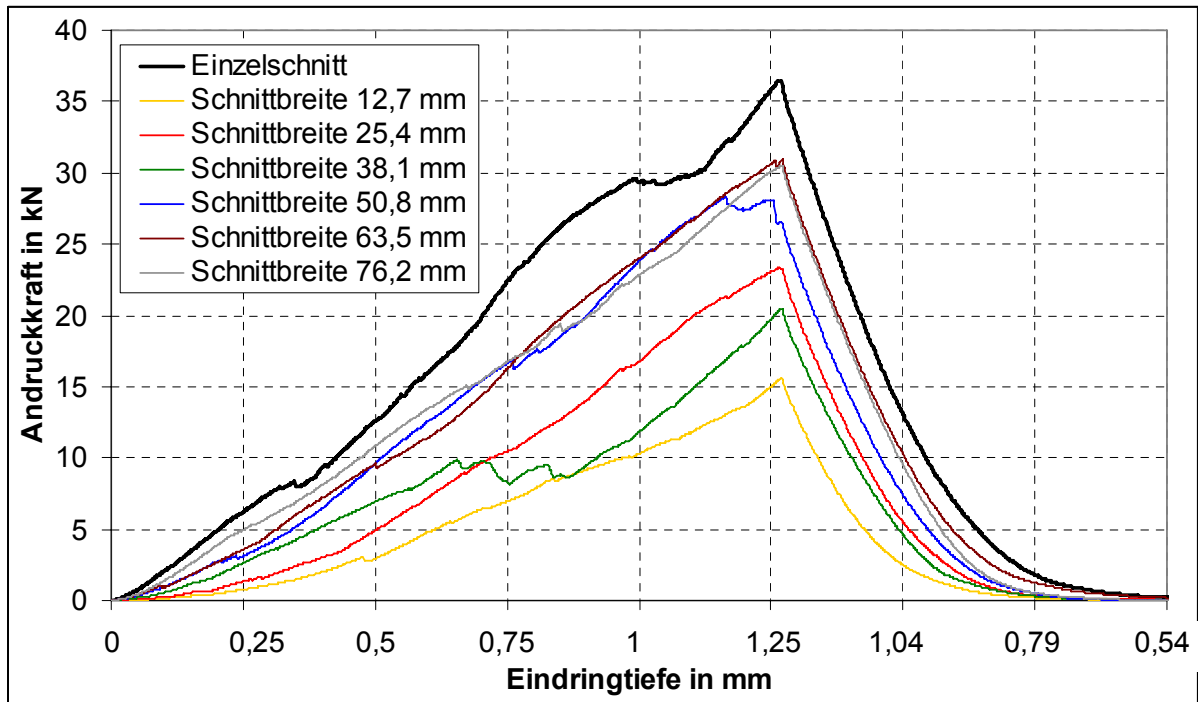


Abbildung 95: Andruckkraft bei verschiedenen Schnittbreiten bei einem stumpfen Diskenmeißel, auf halben Diskenmeißel umgerechnet

Es wird jedoch beim zweiten Eindringen mehr Material abgetragen, so dass bei mittleren und größeren Schnittbreiten der Energieverbrauch pro abgetragene Gesteinsmasse deutlich sinkt (Abbildung 96 im Vergleich mit Abbildung 90).

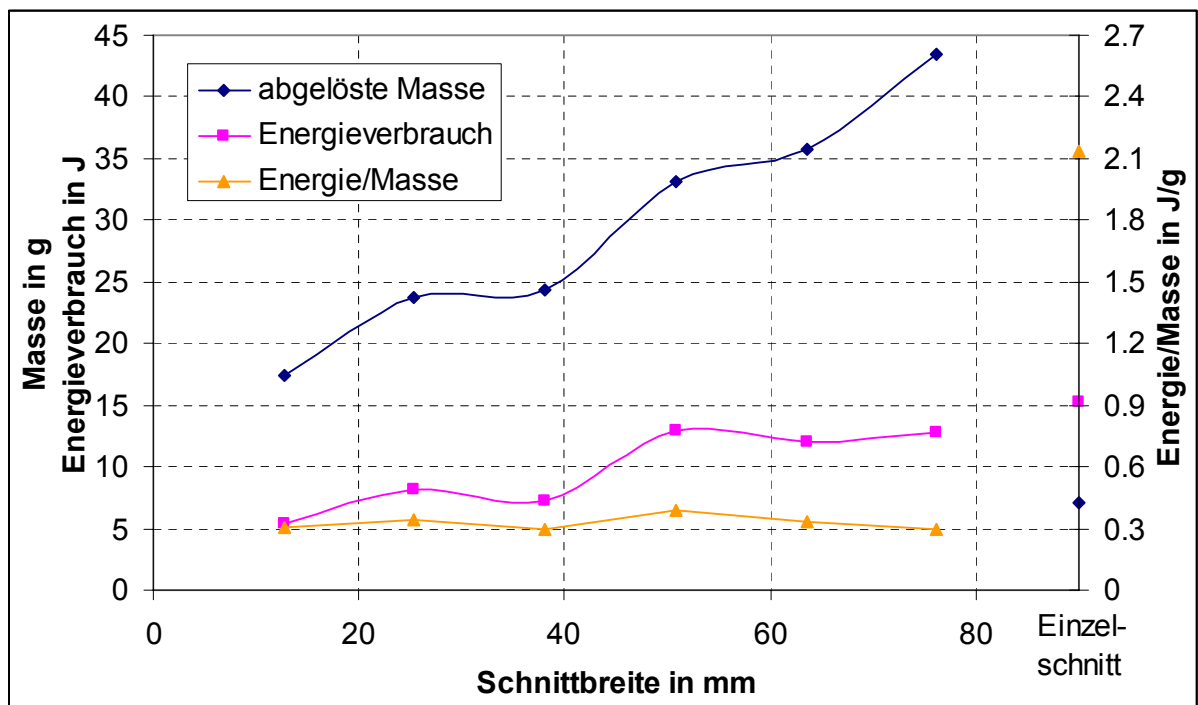


Abbildung 96: Abgelöstes Material (bei den verschiedenen Schnittweiten ohne das Material vom Einbruch) und Energieverbrauch bei Stanzversuchen mit einem stumpfen Diskenmeißel

Bereits beim ersten Einbruch werden mit einem stumpfen Meißel Risse erzeugt, die deutlich weiter als bei einem scharfen Meißel reichen (Abbildung 97). Durch die-

sen Riss entstehen beim 2. Stanzversuch anschließend relativ große Gesteinslamellen (Abbildung 98).

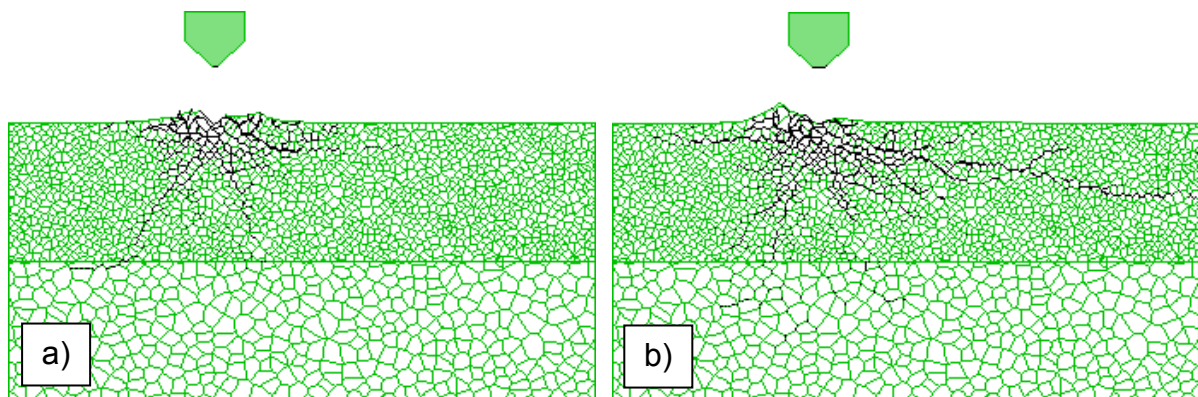


Abbildung 97: Rissausbildung nach dem ersten Einbruch a) bei einem scharfen Meißel b) bei einem stumpfen Meißel bei einer Eindringtiefe von 1,27 mm

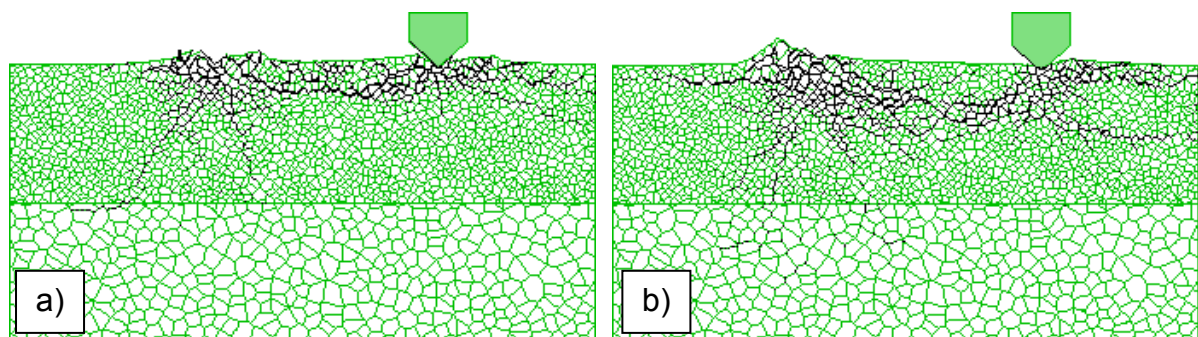


Abbildung 98: Rissausbildung bei einer Schnittbreite von 76 mm a) bei einem scharfen Meißel, b) bei einem stumpfen Meißel bei einer Eindringtiefe von 1,27 mm

4.3 Simulation von Schneidversuchen

4.3.1 Kalibrierung des Gesteinsmodells

Es wurde Betonstein simuliert. Dieser besteht zu 50 % aus Kies mit einer Korngröße von 3 mm und zu 50 % aus Quarzsand mit einer Korngröße von 0,05 – 2 mm. Folgende Festigkeitswerte wurden in Druck- und Spaltzugversuchen ermittelt:

Tabelle 6: Eigenschaften des Betonsteins

Druckfestigkeit	Spaltzugfestigkeit	E-Modul	Dichte
13,4 MPa	1,53 MPa	8,4 GPa	1,95 g/cm ³

Für die Simulation der Schneidversuche wurden wie bei den Diskenversuchen Voronoi-Elemente verwendet. Die mittlere Kantenlänge der Elemente beträgt 0,4 mm, dies entspricht der mittleren Korngröße. Die Elemente werden zunächst elastisch gerechnet, d.h. sie deformieren sich leicht unter Belastung, können jedoch nicht versagen. Versagen können nur die Verbindungen zwischen den Elementen. Die Gesteinskörner wurden simuliert, indem Voronoi-Elemente zu größeren Einheiten mit einem Durchmesser von 3 mm zusammengefasst wurden. Die Elemente haben das fünffache E-Modul und die Verbindungen dazwischen die doppelte Kohäsion, Zugfestigkeit und Reibung wie das Matrixmaterial.

Für die Kalibrierung der mikromechanischen Gesteinsparameter wurden ein Druck- und ein Spaltzugversuch simuliert. Der Druckversuch wurde analog Kap. 4.2.2 simuliert. Die Simulationen sind in Abbildung 99, die in der Simulation verwendeten Parameter in Tabelle 7 und Tabelle 8 dargestellt.

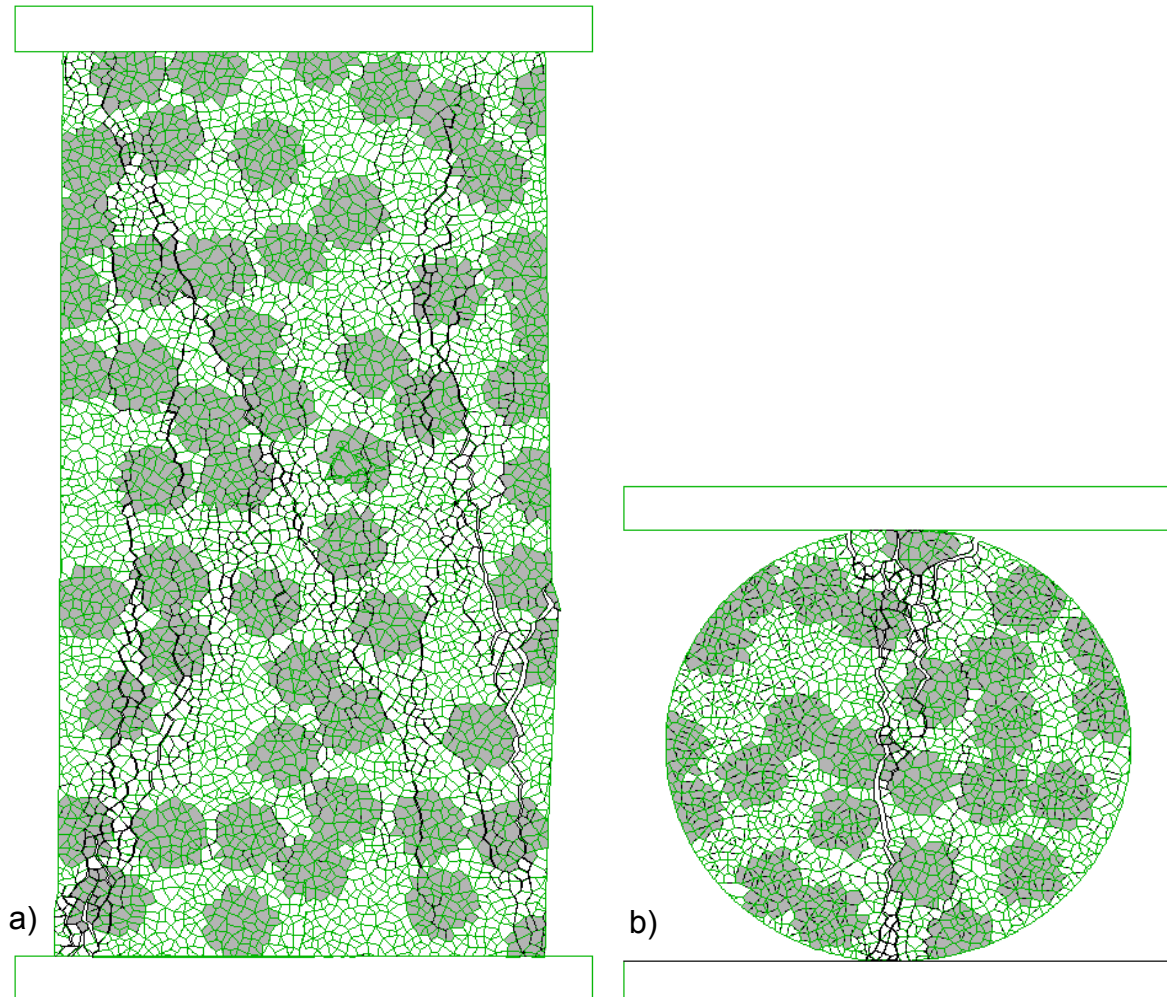


Abbildung 99: Druck- und Spaltzugversuch mit Betonstein

Die Spaltzugfestigkeit berechnet sich nach folgender Formel:

$$\sigma_{\text{SpZug}} = \frac{F_{\text{max}}}{\pi \cdot h \cdot d} \quad (8)$$

mit σ_{SpZug} : Spaltzugfestigkeit F_{max} : maximale Kraft h : Höhe der Probe
 d : Durchmesser

Tabelle 7: Mikromechanische Gesteinsparameter der Blöcke in UDEC

Struktur- größe	Zonen- Größe	Kohäsion [MPa] *	Reibungs- winkel [°] *	Dilatanz [°] *	E-Modul [GPa]	Quer- dehnzahl	Zugfestigkeit [MPa] *
0,4 mm	0,4 mm	13,8	54,5	35	9,4	0,33	6,4

*) nur beim Mohr-Coulomb-Modell

Tabelle 8: Mikromechanische Gesteinsparameter der Verbindungen in UDEC

Kohäsion [MPa]	Reibungswinkel [°]	Dilatanz [°]	jkn [TPa/m]	jks [TPa/m]	Zugfestigkeit [MPa]	Simulationsgeschwindigkeit Druck/Zug [mm/s]
6,9	35	19,3	31,9	15,9	3,2	2/ 2

4.3.2 Simulation der Schneidversuche

Der simulierte Gesteinsblock hat eine Größe von 20 mm x 10 mm und ist von Bereichen mit einer gröberen Voronoi-Struktur umgeben. Durch die gröberen Randbereiche wird der innere Bereich eingebettet, gleichzeitig reduziert sich die Rechenzeit im Vergleich zu einer feineren Struktur. Bei dem Schneidelement handelt es sich um einen starren Block, der nur an der Oberfläche eine Elastizität besitzt. Er wird horizontal mit einer konstanten Geschwindigkeit von 5 mm/s über das Material geführt. Die vertikale Geschwindigkeit ist dabei Null. Nach jeder Überfahrt wird das Schneidelement um die Spandicke von 1 mm tiefer gesetzt und fährt erneut über das Material. Die Kräfte in x- und in y-Richtung werden dabei ermittelt.

Die Simulation mit elastischem Stoffmodell ist nur bedingt geeignet, um die Gesteinszerstörung zu simulieren. Wenn ein Element nicht ausweichen kann, dann bauen sich aufgrund der hohen Steifigkeit des Materials punktuell sehr hohe Kräfte auf, die schließlich zu einer großräumigen Schädigung im gesamten Modell führen können (Abbildung 100a, Abbildung 101 und Abbildung 102). Die Risse entstehen durch Zugspannungsüberschreitungen (Abbildung 100b).

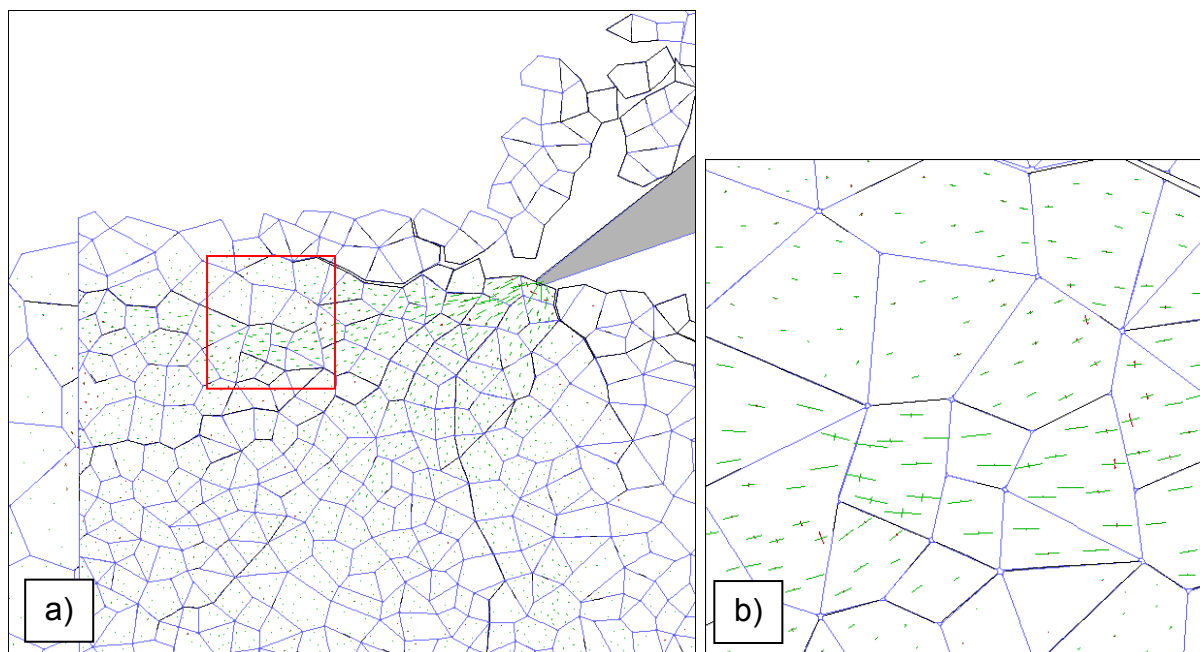


Abbildung 100: Spannungen beim Schneidversuch, wenn ein Element nicht versagen kann, grün: Druckspannungen, rot: Zugspannungen a) gesamtes Modell, b) Ausschnitt

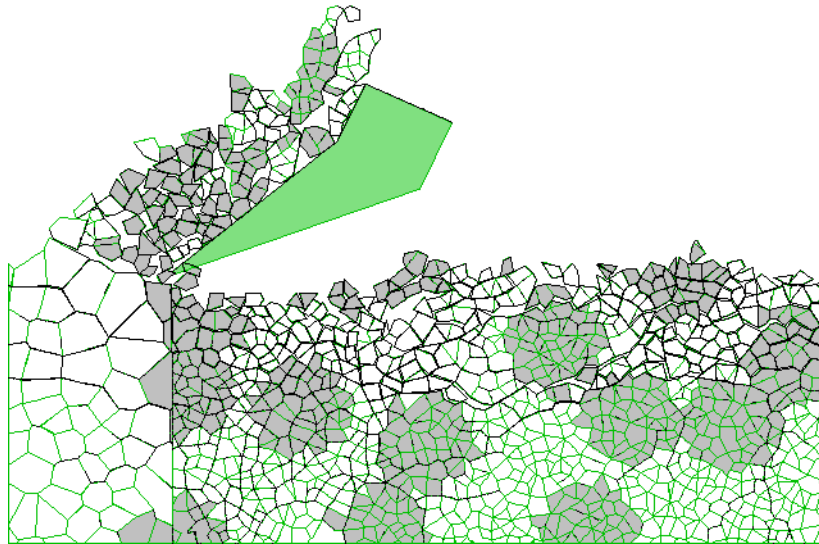


Abbildung 101: Rissmuster am Ende der Simulation mit elastischen Voronoi-Blöcken (Größe des inneren Bereiches: 20 mm x 10 mm)

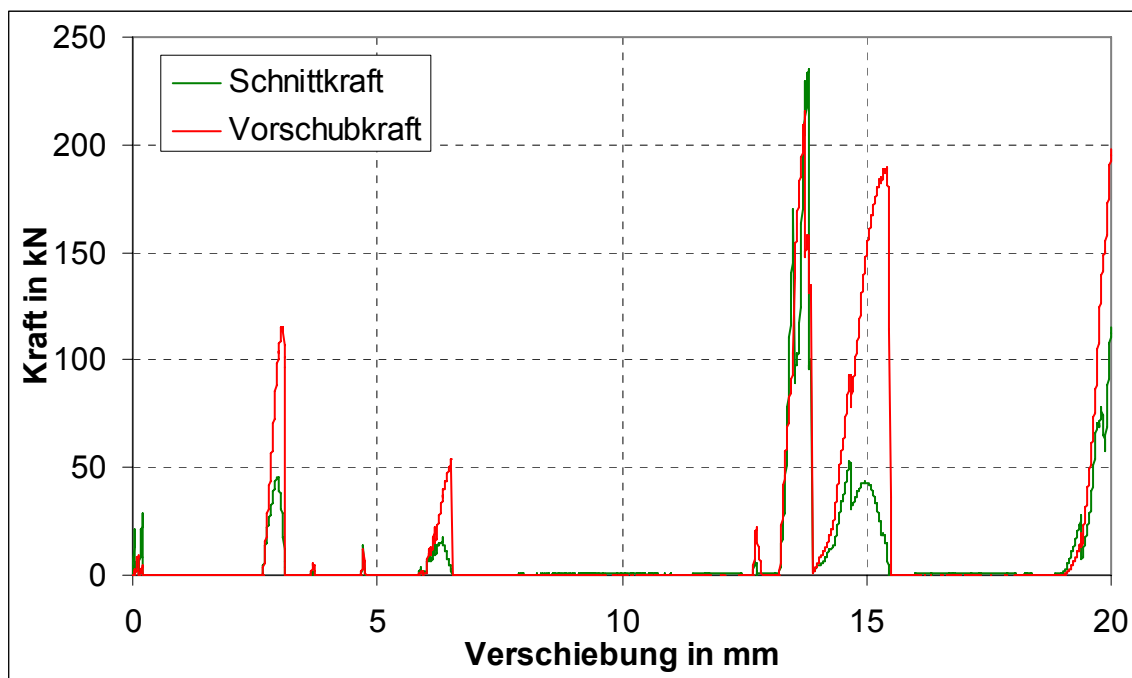


Abbildung 102: Kräfte bei der Simulation mit elastischen Voronoi-Elementen

In einer zweiten Testphase wurden die Blöcke mit dem Mohr-Coulomb-Modell belegt. Dabei reagieren die Elemente zunächst elastisch, nach Überschreitung der Festigkeit verformen sie sich plastisch. Das Mohr-Coulomb-Modell ist nur für die Simulation von kurzen Schnittwegen geeignet. In der Anfangsphase sind die Kräfte realistisch (Abbildung 104). Nach Überschreitung des Bruchkriteriums verformen sich einzelne Elemente extrem, können aber nicht brechen (Abbildung 103). Die Kraft steigt exponentiell an und erreicht einen Wert von 2000 kN (Schnittkraft) bzw. 1000 kN (Vorschubkraft).

Zum Vergleich wurden die Kräfte von einem Laborversuch (Kap. 5.4.1) umgerechnet. Im Laborversuch betragen bei Postaer Sandstein bei einer Schnitttiefe von 1 mm und einer Kantenlänge der Wendeschneidplatte von 1 cm die Schnittkraft 311 N und die Vorschubkraft 259 N. Umgerechnet auf eine Tiefe des Modells von 1 m entspricht das einer Schnittkraft von 31,1 kN und einer Vorschubkraft von 25,9 kN. Dabei ist

auch zu beachten, dass Postaer Sandstein eine Druckfestigkeit von 54,6 MPa und der Betonstein von 13,4 MPa hat, d.h. die Kräfte müssen in Betonstein noch niedriger sein.

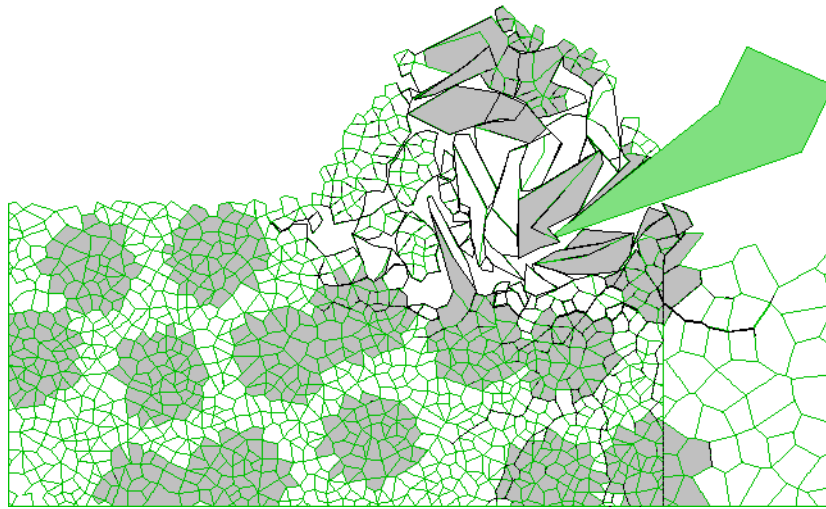


Abbildung 103: Bruchbild bei Verwendung des Mohr-Coulomb-Modells für die Blöcke

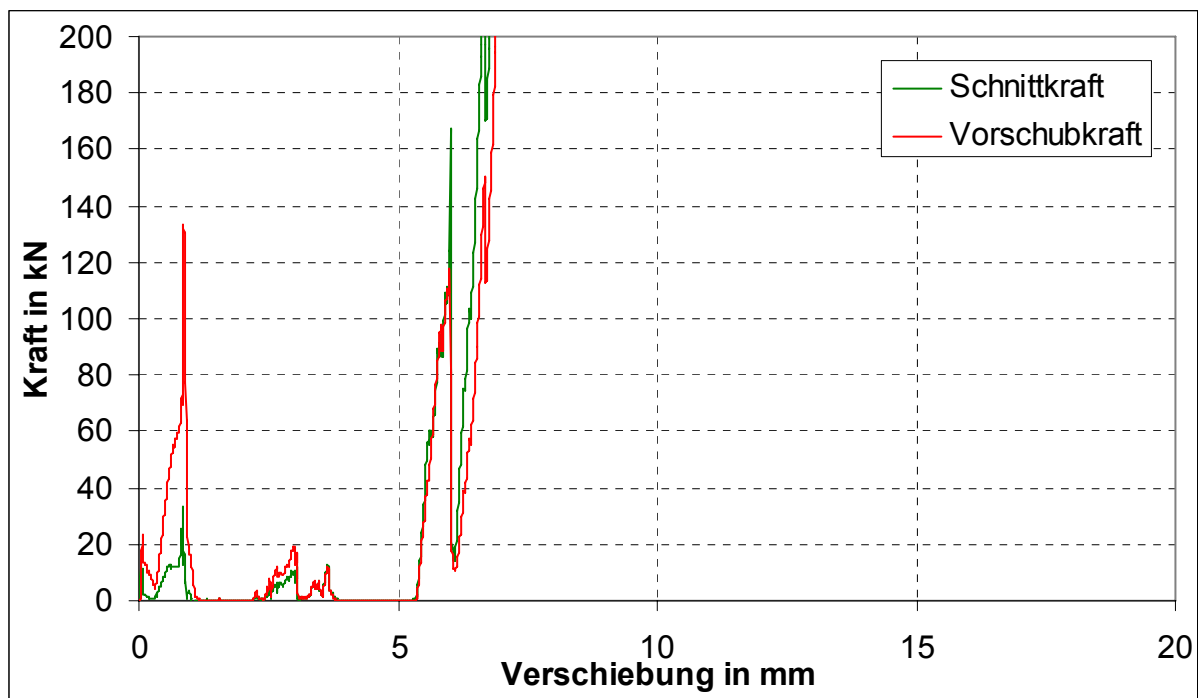


Abbildung 104: Schneidkräfte bei Verwendung des Mohr-Coulomb-Modells für die Blöcke

Um den Einfluss der Inhomogenität zu untersuchen, wurden Kohäsion und Zugfestigkeit von den Kontakten, die die Blöcke miteinander verbinden, nach einer Gaußverteilung verteilt (Abbildung 105). Die Blöcke selbst werden elastisch gerechnet. Die Ergebnisse weichen allerdings nicht signifikant von denen mit konstanten Materialparametern ab (Abbildung 106 und Abbildung 107).

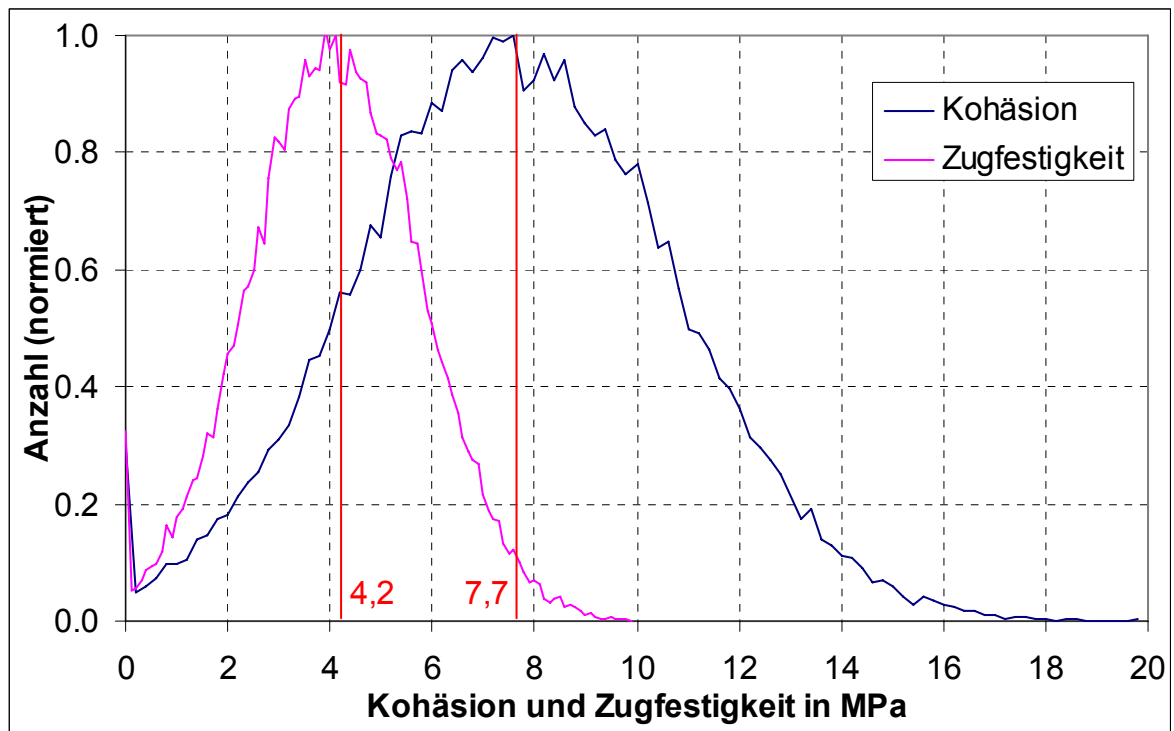


Abbildung 105: Gaußverteilung für Kohäsion und Zugfestigkeit im Modell

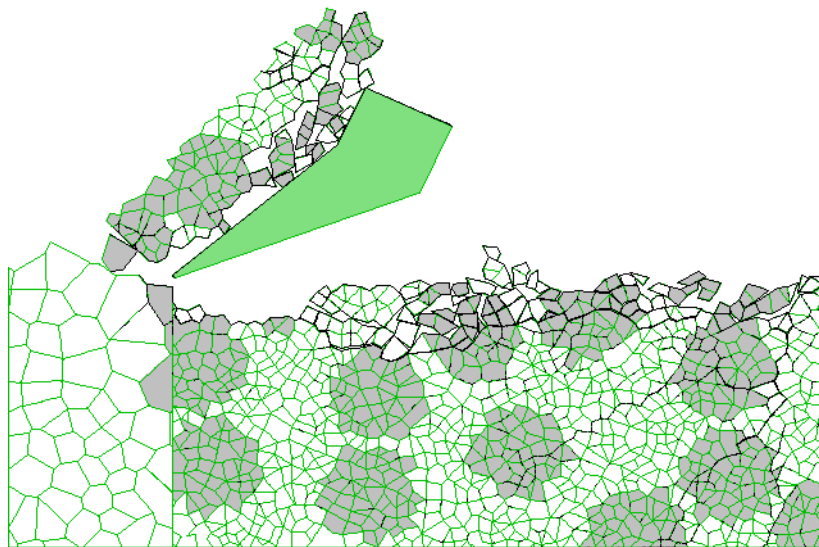


Abbildung 106: Bruchbild bei Verwendung einer Gaußverteilung auf Kohäsion und Zugfestigkeit der Kontakte

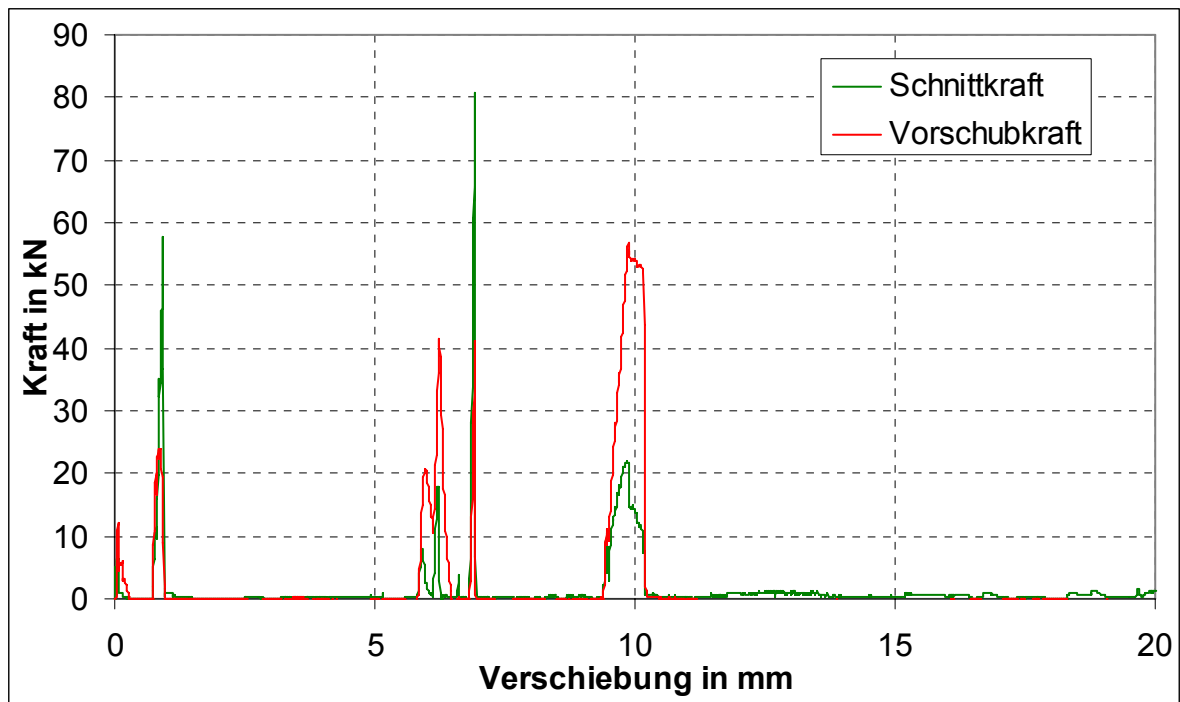


Abbildung 107: Kräfte bei Verwendung einer Gaußverteilung auf Kohäsion und Zugfestigkeit der Kontakte

Um die Simulation zu verbessern, wurden die elastischen Voronoi-Blöcke in Dreiecke zerlegt (Abbildung 108). Dabei wurden zusätzliche Verbindungen vom Zentrum der Voronoi-Elemente zu den Ecken erzeugt (Abbildung 108b). Die Risse haben deutlich mehr Möglichkeiten sich auszubreiten und ihre Richtung zu wählen. In Abbildung 109 sind die Kräfte dargestellt, die jetzt deutlich niedriger sind (Abbildung 102). Allerdings weisen die Kräfte starke Spitzen auf. Bei einem Laborversuch sind die Kräfte wesentlich gleichmäßiger (Abbildung 158 in Kap. 5.4.1).

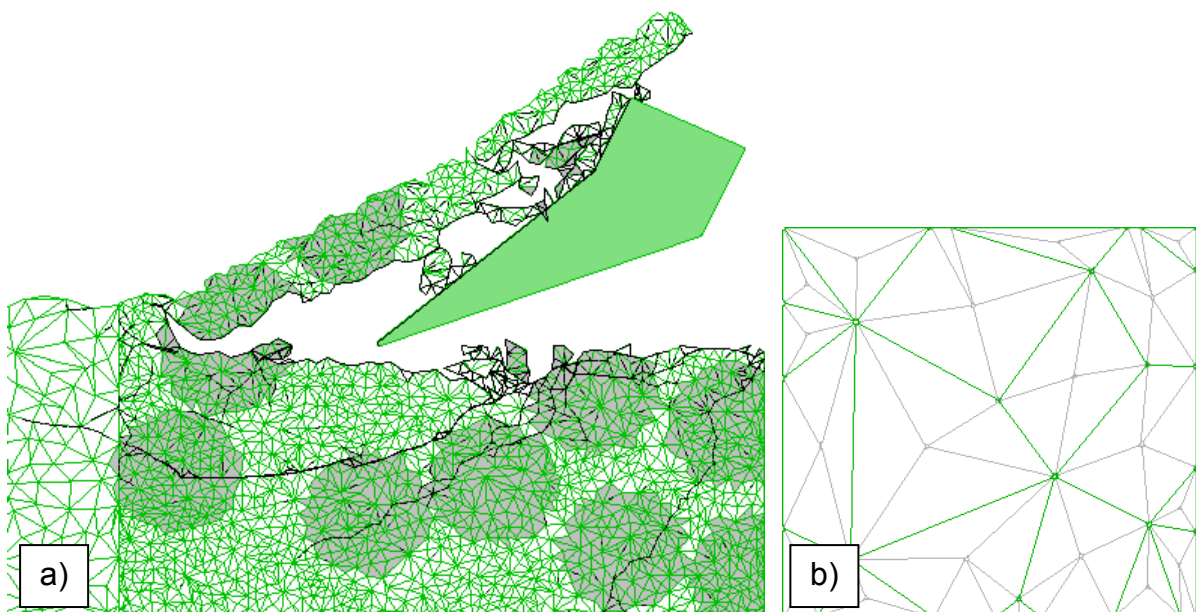


Abbildung 108: a) Bruchbild bei Verwendung von Dreieckselementen (Größe des Gesteinsblockes: 15 mm x 8 mm) b) Zerteilung der Voronoi-Elemente in Dreiecke

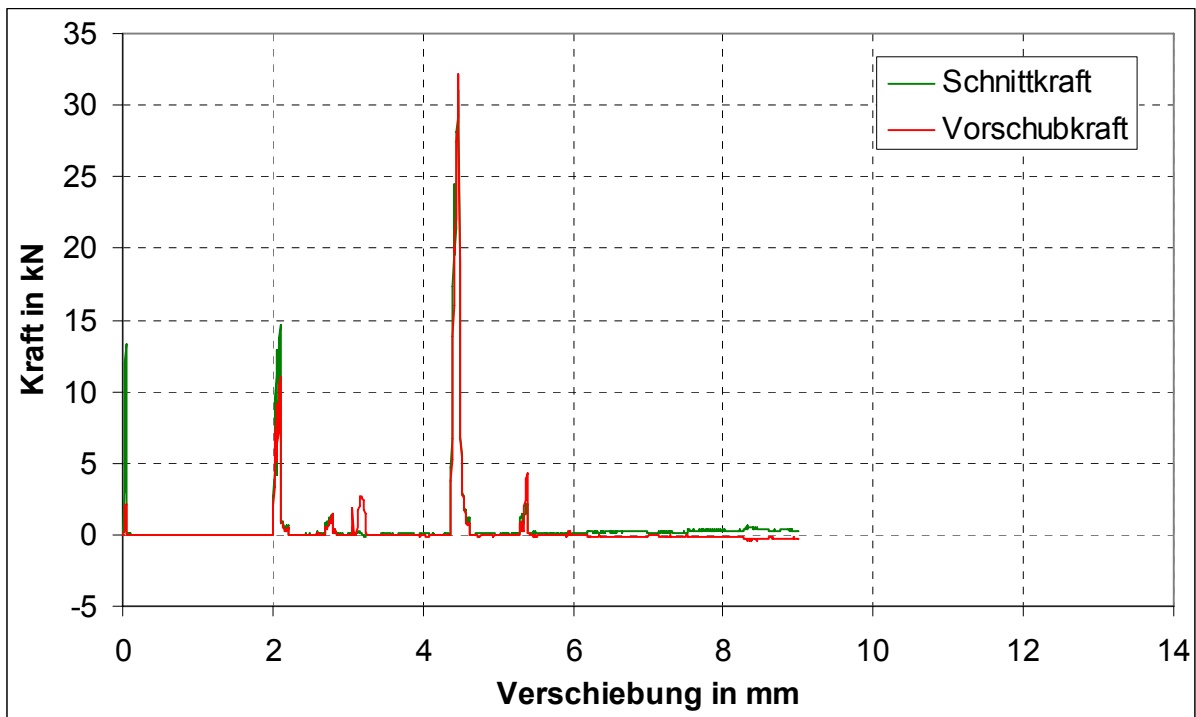


Abbildung 109: Kräfte bei der Simulation mit Dreieckselementen, $v=5$ mm/s

Wie wichtig eine ausreichend niedrige Simulationsgeschwindigkeit für die quasi-statische Berechnung ist, zeigt Abbildung 110: Hier beträgt die Geschwindigkeit, mit der das Schneidelement bewegt wird, 50 mm/s. Das Bohrklein, welches an der Schneide reibt, sorgt hier für relativ hohe Hintergrundkräfte. Da es von oben auf den Bohrmeißel drückt, ist die Vorschubkraft meist negativ. Nötig ist daher eine Geschwindigkeit von ca. 5 mm/s oder kleiner, wie sie auch in allen anderen Berechnungen in diesem Abschnitt verwendet wird.

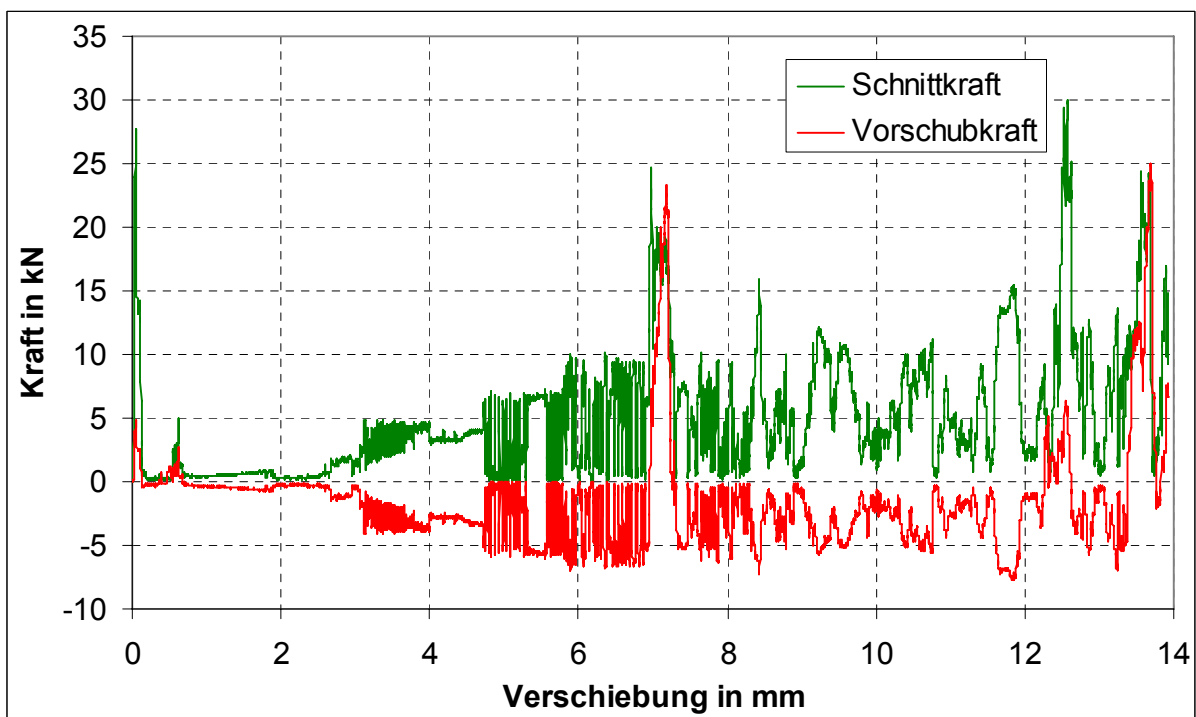


Abbildung 110: Kräfte bei der Simulation mit Dreieckselementen, $v=50$ mm/s

Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung besteht darin, den oberen Bereich feiner zu strukturieren (Strukturgröße 0,13 mm, also 1/3 der normalen Größe) und die Elemente zu Körnern mit dem Durchmesser von 0,4 mm zusammenzufassen (Verbindungen erhalten doppelte Kohäsion und Zugfestigkeit, Abbildung 111 b). Auf diese Weise können die Körner brechen. Das Ergebnis (Abbildung 111 a und Abbildung 112) ist jedoch nur unwesentlich besser als die Originalrechnung. Dasselbe Problem wie bei der Originalgröße tritt hier in einem kleineren Maßstab auf. Noch feiner lässt sich das Material kaum strukturieren, da sonst die Rechenzeit zu groß wird.

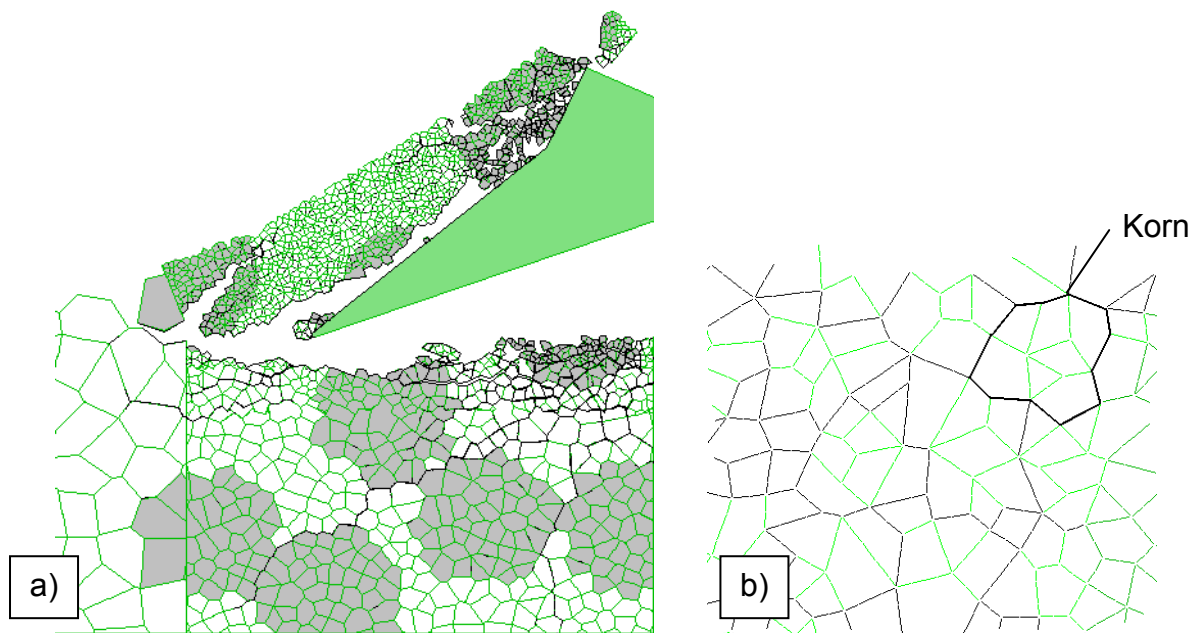


Abbildung 111: a) Schneidsimulation mit einer feineren Struktur im oberen Bereich, wobei die Elemente zu Körnern zusammengefasst werden; (b) Kornstruktur, grün: Verbindungen innerhalb der Körner, schwarz: Kornumrandungen (Größe des Gesteinsblockes: 10 mm x 8 mm)

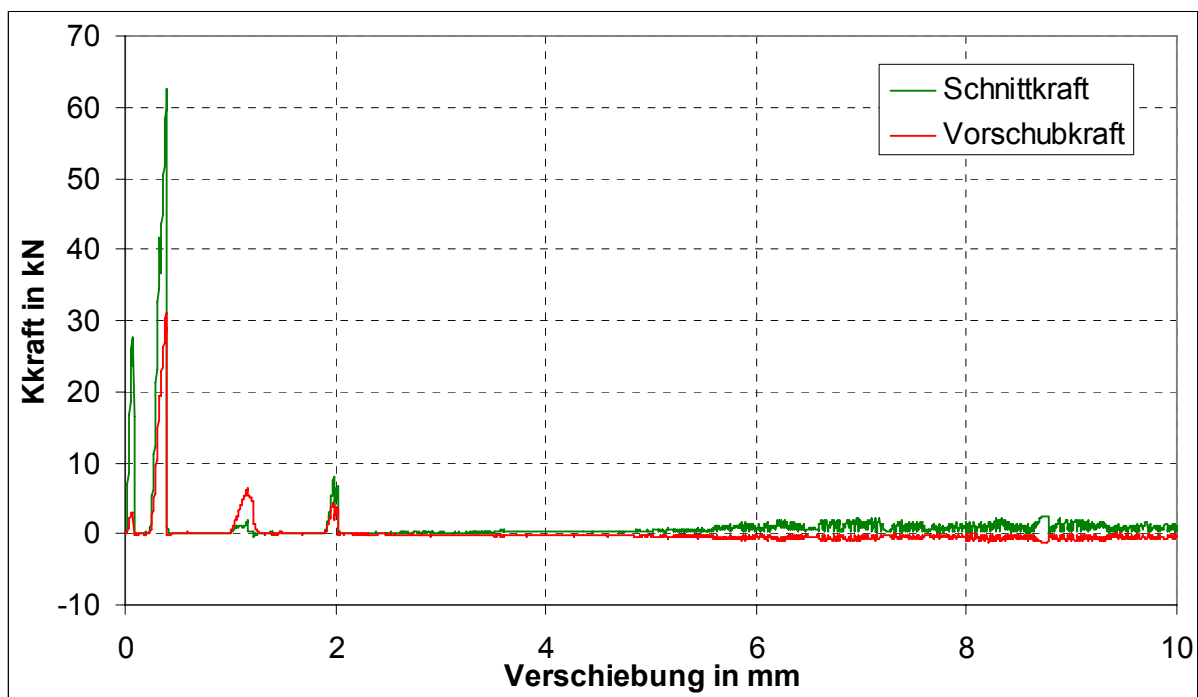


Abbildung 112: Kräfte bei der Simulation mit einer feineren Kornstruktur

Eine weitere Möglichkeit der Verbesserung besteht darin, die Bruchlinien im Bereich der Schneide bereits vorzugeben, wobei diese wieder doppelte Kohäsion und Zugfestigkeit erhalten wie die restlichen Verbindungen. Das Ergebnis ist besser als in der Originalsimulation (Abbildung 101), allerdings verkanten die Elemente und brechen nicht immer an der vorgesehenen Linie (Abbildung 113). Die Kräfte (Abbildung 114) sind nicht so hoch wie beim Original (Abbildung 102).

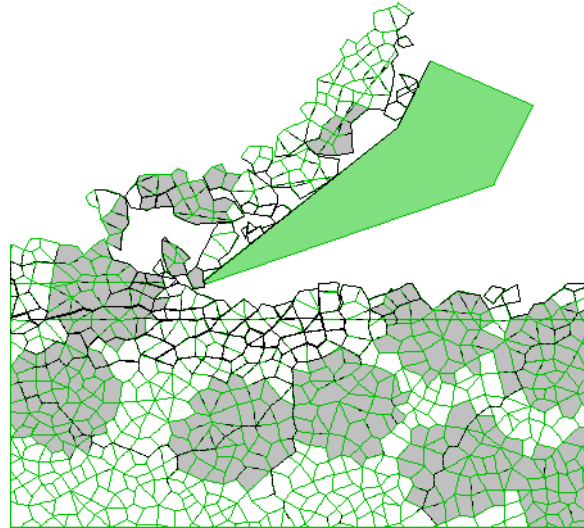


Abbildung 113: Bruchbild bei vorgegebenen Bruchlinien

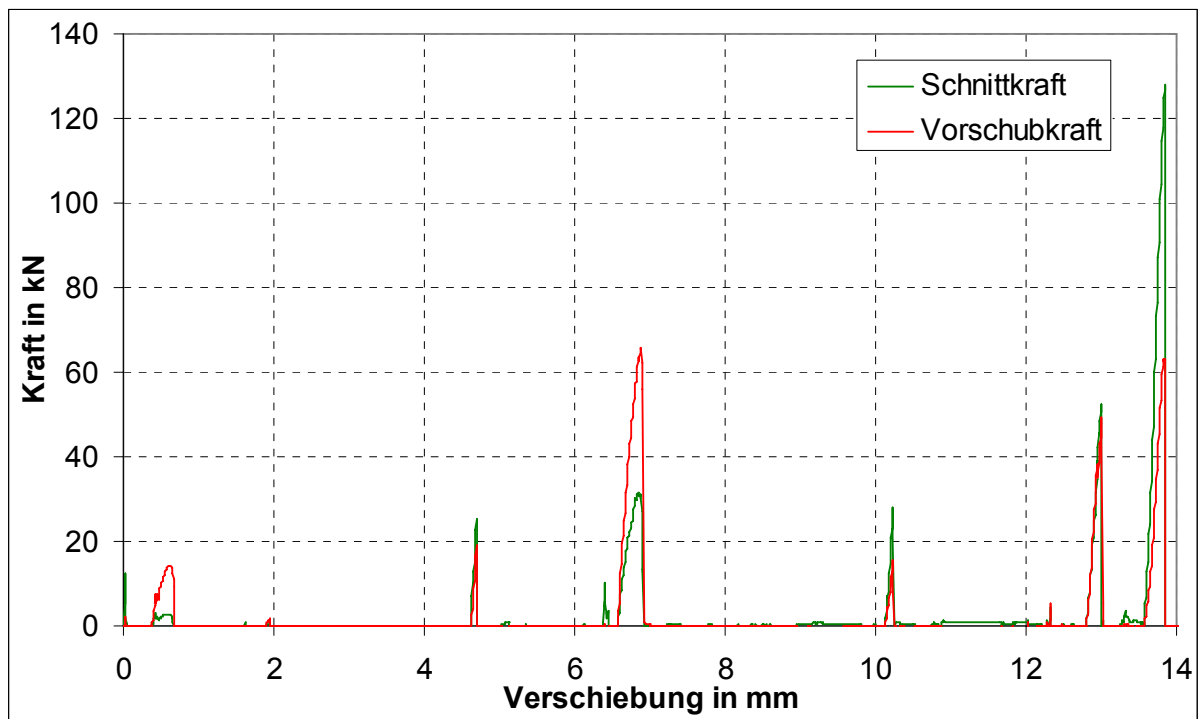


Abbildung 114: Kräfte bei vorgegebenen Bruchlinien

Eine deutliche Verbesserung der Qualität der Simulationen wurde durch die Eigenentwicklung eines Remeshing-Algorithmus erzielt. Dieser prüft regelmäßig alle Zonen in den Voronoi-Elementen auf Versagen. Zunächst werden dazu die beiden Hauptspannungen ermittelt. Anschließend wird mit dem Mohr'schen Bruchkriterium auf Versagen getestet. Das zweidimensionale Mohr-Coulomb-Bruchkriterium lautet:

$$\sigma_I = \kappa \sigma_{II} + \sigma_D \quad (9)$$

mit σ_I, σ_{II} : maximale und minimale Hauptspannung

$$\kappa = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (10)$$

$$\sigma_D = \frac{2c \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (11)$$

mit φ : Reibungswinkel σ_D : einaxiale Druckfestigkeit c : Kohäsion

Wird σ_I überschritten oder ist σ_{II} größer als die Zugfestigkeit (in der Simulation ist die Zugspannung positiv), so versagt das Voronoi-Element und der Teilungsalgorithmus wird aktiviert. Die Voronoi-Elemente selbst werden nach dem elastischen Modell gerechnet.

Es ist mit der Software nicht möglich, bereits in Zonen unterteilte Elemente zu teilen. Es können nur alte Elemente gelöscht und durch neue ersetzt werden. Dabei müssen die Positionen der Blockecken korrigiert werden, da eine Überlappung der Blöcke nicht zulässig ist. Zunächst werden die Ecken und Koordinaten des zu teilenden Blockes in ein Array abgespeichert. Außerdem werden die dazugehörigen Ecken der Nachbarelemente erfasst. Auch Kontakte von einer Kante zur Nachbarecke oder einer Ecke zur Nachbarkante werden erfasst. Kontakte, die zwei Kanten miteinander verbinden und die nur deshalb existieren, weil sich an der Stelle eine Zonengrenze befindet, werden aussortiert und somit ignoriert. Danach wird der Schnittpunkt der Kanten der Nachbarelemente ermittelt (Abbildung 115a und b). Überlappt sich die Ecke mit Nachbarelementen, so wird unter den Nachbarecken und dem Schnittpunkt die dichteste ausgewählt, bei der es zu keiner Überlappung mit weiteren Nachbar-elementen kommt (Abbildung 115b). Kann keine Ecke gefunden werden, so wird die Originalecke nach innen gezogen. Die Tochter-elemente sind am Ende minimal kleiner als das Original (Abbildung 115c).

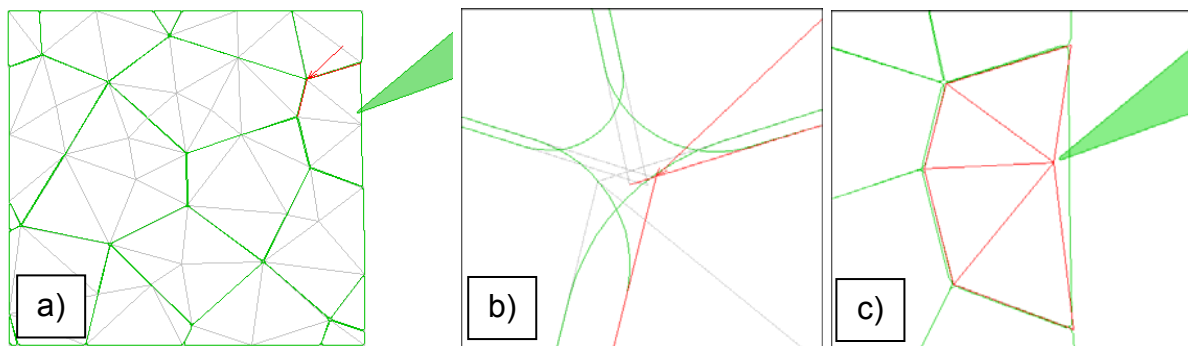


Abbildung 115: Remeshing: a) Ermittlung des Schnittpunktes, b) Auswahl der richtigen Ecke (Ecke vom Block links unten wird genommen, die fast mit dem Schnittpunkt übereinstimmt), c) Position der künftigen Tochterelemente

Die Elemente an der Schneide werden von der Schneide in Richtung der Ecken geteilt (Abbildung 116b). Elemente ohne Kontakt zur Schneide werden von der Mitte zu den Ecken geteilt (Abbildung 116c). Außerdem werden Teilungen zu den Ecken der Nachbarelemente eingefügt sowie Dreiecke an verhältnismäßig langen Seiten geteilt.

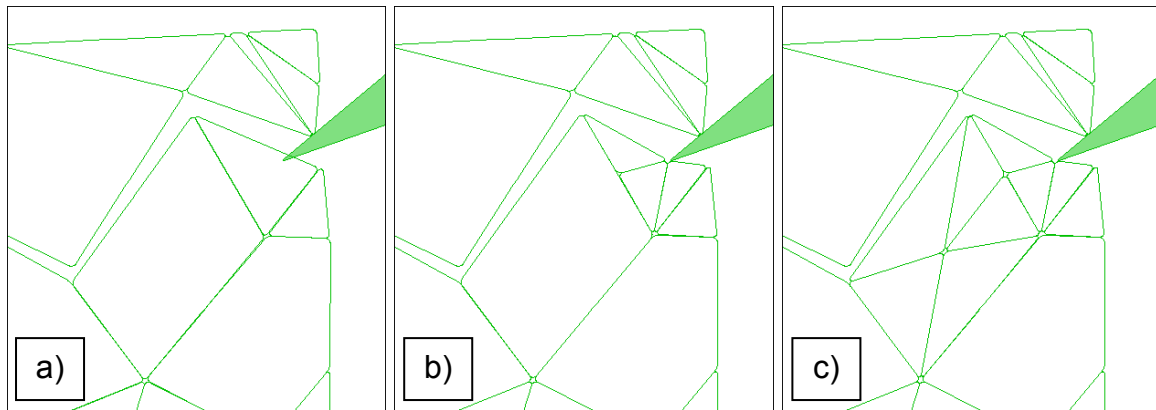


Abbildung 116: Remeshing: Teilung der Elemente an der Schneide und im Inneren

Anschließend wird den Tochterelementen und Verbindungen wieder die richtige Materialnummer gegeben. Die Risse müssen wieder eingefügt werden. Danach müssten eigentlich die Spannungen wieder eingeschrieben werden. Da die Tochterelemente eine geringere Größe als der ursprüngliche Block haben, vor allem aber der Abstand zur Schneide größer ist, lassen sich die ursprünglichen Spannungen nicht mehr erhalten (Abbildung 117). Es muss darauf verzichtet werden, die Spannungen wieder einzuschreiben (Abbildung 118). Es werden daher 1000 Schritte bei erhöhter Materialfestigkeit und gestoppter Schneide gerechnet, damit sich das Modell wieder ins Gleichgewicht rechnen kann.

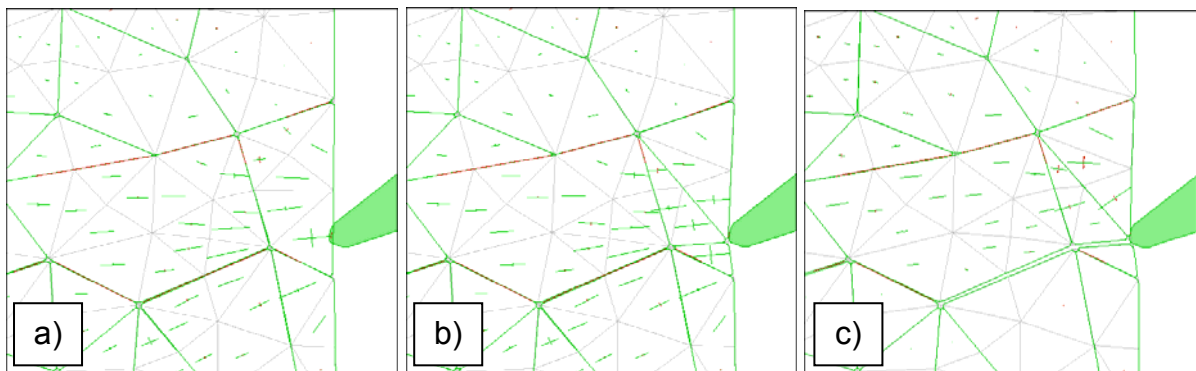


Abbildung 117: Remeshing: Einschreiben der Spannungen nach der Teilung (grün: Druckspannungen, rot: Zugspannungen) a) Spannungen vor der Teilung, b) Einschreiben der Spannungen nach der Teilung, c) 1000 Rechenschritte bei 1000facher Materialfestigkeit und gestoppter Schneide

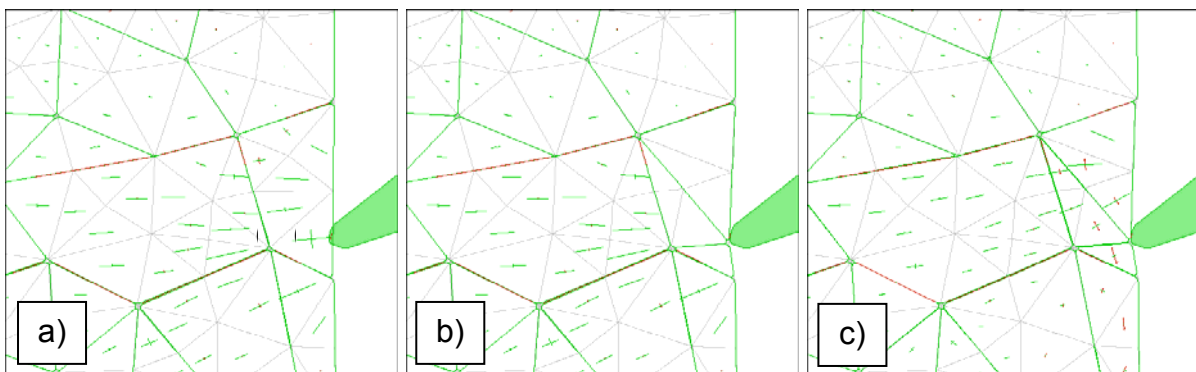


Abbildung 118: Remeshing: a) Spannungen vor der Teilung b) Verzicht auf das Einschreiben von Spannungen, c) 1000 Rechenschritte bei 1000facher Materialfestigkeit und gestoppter Schneide

In Abbildung 119 sind die Schnittbilder gezeigt. Das Ergebnis ist deutlich besser als ohne Zerteilung (Remeshing) der Elemente. Bei Variante a) werden nur die Elemente an der Schneide geteilt, bei Variante b) auch Elemente im Inneren.

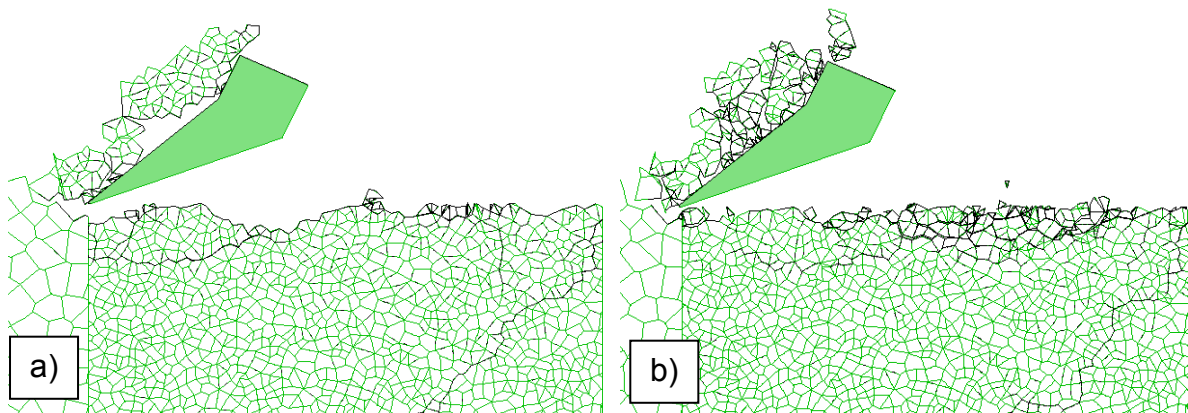


Abbildung 119: Schnittbilder a) Teilung nur der Elemente an der Schneide, b) Teilung auch der Elemente im Inneren

In Abbildung 120 sind die Schneidkräfte dargestellt. Die Kraft steigt regelmäßig auf einen Wert von etwa der Druckfestigkeit an. Nach der Zerteilung der Elemente bricht die aufgebaute Spannung zusammen.

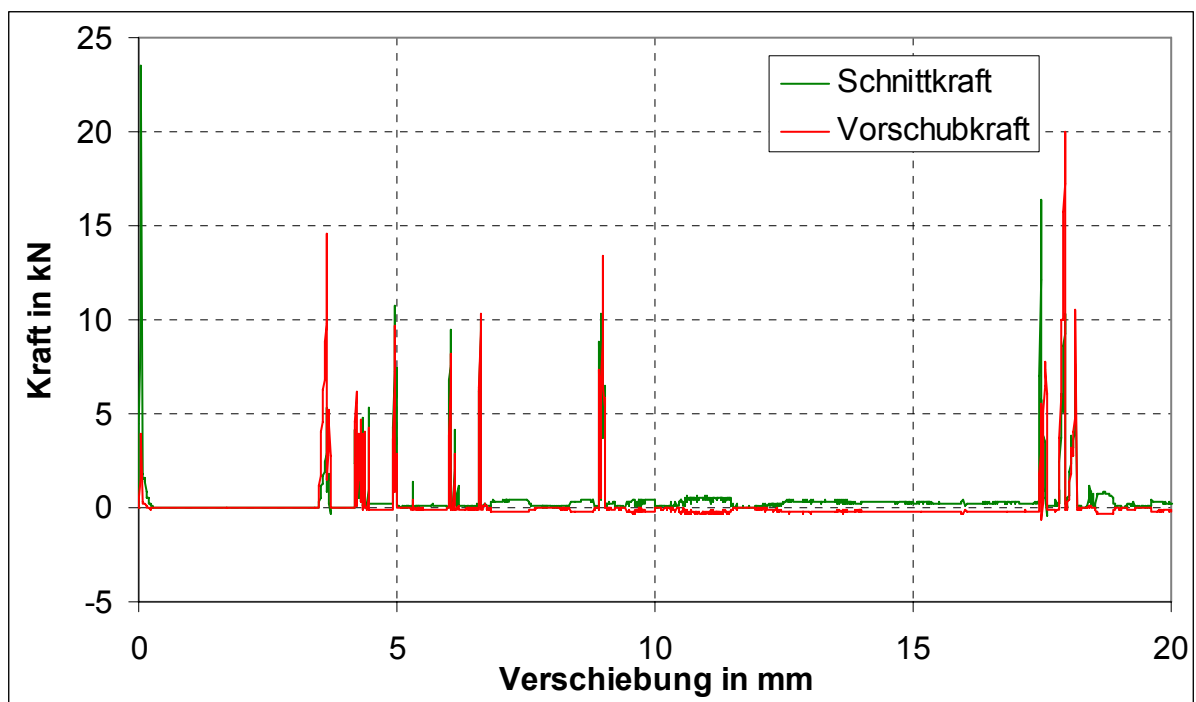


Abbildung 120: Schneidkräfte, wenn die Elemente nur an der Schneide geteilt werden

Indem die Voronoi-Elemente bei Überlastung geteilt werden (Remeshing), konnten deutlich bessere Simulationsergebnisse erhalten werden. Es breiten sich kaum noch tiefe Risse aus und die Kräfte sind realistisch. Allerdings hat der Algorithmus den Nachteil, dass die Tochterelemente minimal kleiner sind als das ursprüngliche Element und damit die Spannungen nicht korrekt übertragen werden können. Werden nur Elemente an der Schneide zerteilt, dann ist das Ergebnis vergleichbar mit der

Praxis, wo die Kraft auch zurückgeht, wenn Gesteinsstücke abbrechen. Somit ist die Simulation nicht unrealistisch.

5 Dreidimensionale Simulation der Gesteinszerstörung mit PFC^{3D}

5.1 Vorstellung PFC^{3D}

PFC^{3D} [Itasca 2008b] ist ein 3-dimensionales explizites numerisches Programm zur Partikelsimulation und basiert wie UDEC auch auf der Methode der Diskreten Elemente. Allerdings sind die Basiselemente starre Kugeln. Deformierbarkeit sowie Kohäsivität werden durch entsprechende Kontaktstoffgesetze an den Berührungspunkten der Partikel realisiert.

Man kann Kontaktverbindungen („contact bonds“) und Parallelverbindungen („parallel bonds“) erstellen. Kontaktverbindungen haben eine Scher- und eine Zugfestigkeit, beim Überschreiten einer der beiden Größen bricht der Kontakt. Kontaktverbindungen können nur Kräfte, jedoch keine Momente übertragen. Parallelverbindungen können dagegen Kräfte und Momente zwischen Partikeln übertragen. Zusätzliche Wände können benutzt werden, um Bohrwerkzeuge zu simulieren.

PFC bzw. PFC^{3D} haben im Vergleich mit UDEC und 3DEC den Vorteil, wesentlich recheneffizienter zu sein, da die Kontaktdetektierung zwischen sphärischen Objekten einfacher ist als zwischen kantigen Objekten.

Die Kontaktkräfte werden in eine Normal- und eine Tangentialkomponente zerlegt. Der Zusammenhang zwischen den beiden Kraftkomponenten und der relativen Verschiebung ergibt sich über die Normal- und Schersteifigkeit des Kontaktes.

Durch den Zusammenschluss von Kugeln zu Clustern oder Clumps gelingt es auch, Kornformen realistisch abzubilden [Stahl & Konietzky 2011] und damit dem internen Strukturaufbau eines Körpers Rechnung zu tragen.

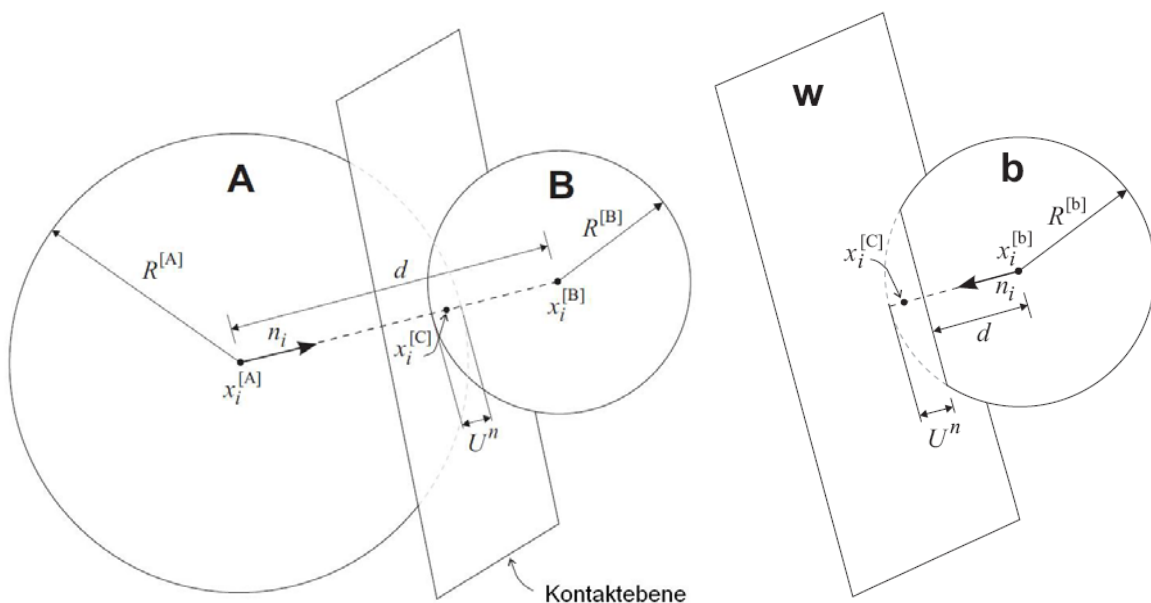


Abbildung 121: Kugel-Kugel sowie Kugel-Wand-Kontakt [Itasca 2008b]

5.2 Methodik der Parameterkalibrierung

Die Kugelmodelle werden zunächst mit Hilfe von Zug-, Druck-, Scher- und Stanzversuchen kalibriert. Anschließend werden Schneid- und Bohrversuche simuliert und mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Die Kugelmodelle wurden teilweise mit dem Programm SpherePackFB [Wagner & Konietzky 2013] erstellt.

Damit die makromechanischen Eigenschaften des Materials unabhängig von der Partikelgröße sind, werden die mikromechanischen Eigenschaften nicht direkt vorgegeben, sondern mit dem jeweiligen Partikelradius berechnet. Es ist möglich, das E-Modul von Korn und Zement (E_c) auf die Normalsteifigkeit zu beziehen, indem man das Material an jedem Kontakt als einen elastischen Balken betrachtet, dessen Enden an den Partikelzentren liegen (Abbildung 122). Die axiale Steifigkeit eines solchen Balkens beträgt [Potyondy & Cundall 2004]:

$$k = \frac{A \cdot E}{L} \quad (12)$$

A: Querschnittsfläche E: E-Modul L: Länge

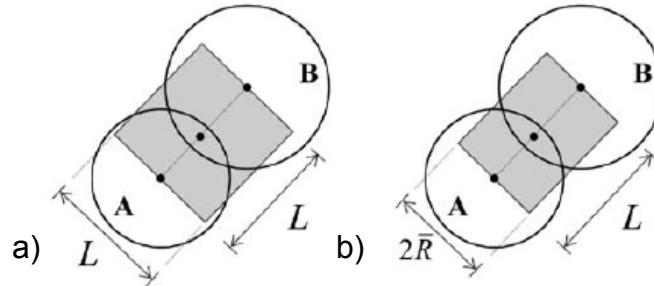


Abbildung 122: Äquivalentes Kontinuum-Material eines Korn-Zement-Systems, a) Kornverhalten (Kontaktbonds), b) Zementverhalten (Parallelbonds) [Potyondy & Cundall 2004]

Der Balken ist bei den Kontaktbonds würfelförmig und hat die Kantenlänge des Abstandes L zwischen beiden Zentren mit dem Querschnitt $(L)^2$. Die Normalsteifigkeit k_n und die Schersteifigkeit k_s der Partikel hängen vom jeweiligen Partikeldurchmesser ab:

$$\frac{k_n}{2} = \frac{L^2 E_c}{L} = E_c L, \quad L=2r \quad (13)$$

$$k_n = 4 \cdot r \cdot E_c \quad (14)$$

mit E_c : E-Modul des Kontaktes r : Partikelradius

$$k_s = k_n / V_c \quad (15)$$

mit k_n : Normalsteifigkeit der Partikel k_s : Schersteifigkeit der Partikel
 V_c : Verhältnis von Normal- zu Schersteifigkeit

Die Kontaktsteifigkeiten k_n und k_s des gesamten Kontaktes werden in PFC^{3D} aus der Steifigkeit beider Partikel berechnet:

$$k = \frac{k^A \cdot k^B}{k^A + k^B} \quad (16)$$

mit A, B: Partikel A und B

Haben beide Partikel die gleiche Steifigkeit, ergibt sich damit für die Gesamtsteifigkeit:

$$k = \frac{k^A}{2} \quad (17)$$

Bei Parallelbonds wird die Steifigkeit normiert auf die Kontaktfläche des Parallelbonds angegeben. Die Kontaktfläche ist der Radius des kleineren Partikels multipliziert mit einem Faktor, den der Nutzer vorgeben kann (in dieser Arbeit stets 1). Die resultierende Steifigkeit des Kontaktes zwischen beiden Partikeln ergibt sich nach folgender Formel:

$$\bar{k}_n A = \frac{A \bar{E}_c}{L} = \frac{A \bar{E}_c}{r^A + r^B} \quad (18)$$

$$\bar{k}_n = \bar{E}_c / (r^A + r^B) \quad (19)$$

$$\bar{k}_s = \bar{k}_n / V_c \quad (20)$$

$$(\bar{k}_n, \bar{k}_s \text{ in N / (m}^2\text{)})$$

mit A: Kontaktfläche \bar{k}_n : Normalsteifigkeit des Parallelbonds
 \bar{k}_s : Schersteifigkeit des Parallelbonds \bar{E}_c : E-Modul des Parallelbonds
 V_c : Verhältnis von Normal- zu Schersteifigkeit

Die Kontaktfestigkeiten n_bond und s_bond werden folgendermaßen berechnet:

$$n_bond = 4r^2 \cdot F_{cn} \quad (21)$$

$$s_bond = 4r^2 \cdot F_{cs} \quad (22)$$

mit n_bond : Kontaktfestigkeit in Normalenrichtung (Kraft)
 s_bond : Kontaktfestigkeit in Scherrichtung (Kraft)
 F_{cn}, F_{cs} : Materialfestigkeit in Normal- und Scherrichtung (Spannung)

Bei Parallelbonds wird dieser Wert noch durch die Fläche des Parallelbonds dividiert.

Wird eine der beiden Festigkeiten überschritten, so bricht der Kontakt. E_c , V_c , F_{cn} und F_{cs} müssen durch Kalibrierung ermittelt werden. Mit einer FISH-Routine werden dann k_n und k_s für jedes Partikel und n_bond und s_bond für jede Verbindung errechnet.

Das makromechanische Poisson-Verhältnis wird durch die Kornform, Kornpackung und das Verhältnis (k_n/k_s) bzw. (\bar{k}_n/\bar{k}_s) beeinflusst. Mit einer Erhöhung dieses Verhältnisses erhöht sich das Poisson-Verhältnis.

Die Modellparameter E_c , V_c und F_c berechnen sich wiederum über eine Optimierung wie folgt [Groh et al. 2011]:

$$E_{cl1} = (\gamma_1 + \delta_1 v_1^*) E^* \quad (23)$$

$$E_{cl2} = (\gamma_1 + \delta_1 v_2^*) E^* \quad (24)$$

$$V_{cl1} = \alpha_1 + \beta_1 v_1^* \quad (25)$$

$$V_{cl2} = \alpha_1 + \beta_1 v_2^* \quad (26)$$

$$F_{c1} = f_1 \sigma_D^* \quad (27)$$

mit E^* : Ziel-E-Modul der Probe v^* : Ziel-Querkontraktionszahl
 σ_D^* : Ziel-Druckfestigkeit $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1, \delta_1, f_1$: Parameter
 1. Index: Berechnungszyklus, 2. Index: Berechnung mit v_1 oder v_2

Mit Startwerten für $\alpha_1, \beta_1, \gamma_1, \delta_1$ und f_1 ergeben sich die Werte für $E_{c11}, E_{c12}, V_{c11}, V_{c12}$ und F_{c1} . Für v werden zwei benachbarte Werte eingesetzt: $v_1 = v - 0,01$ und $v_2 = v + 0,01$. Es werden zwei Simulationen durchgeführt, einmal mit E_{c11}, V_{c11} und F_{c1} und einmal mit E_{c12}, V_{c12} und F_{c1} . Daraus berechnet die Simulation für jedes Partikel mit dem Radius r die Parameter kn, ks, n_bond und s_bond . Durch die Simulation erhält man zum einen E_{11}, v_{11} und σ_{D11} und zum anderen E_{12}, v_{12} und σ_{D12} , die am simulierten Probekörper ermittelt werden. Diese setzt man in folgende Gleichungen ein:

$$E_{c11} = (\gamma_2 + \delta_2 v_{11}) E_{11} \quad (28)$$

$$E_{c12} = (\gamma_2 + \delta_2 v_{12}) E_{12} \quad (29)$$

$$V_{c11} = \alpha_2 + \beta_2 v_{11} \quad (30)$$

$$V_{c12} = \alpha_2 + \beta_2 v_{12} \quad (31)$$

$$F_{c1} = f_2 \frac{\sigma_{D11} + \sigma_{D12}}{2} \quad (32)$$

mit E_{11} : E-Modul aus Simulation 1 E_{12} : E-Modul aus Simulation 2
 v_{11} : Querkontraktionszahl aus Simulation 1
 v_{12} : Querkontraktionszahl aus Simulation 2
 σ_{D11} : Druckfestigkeit aus Simulation 1 σ_{D12} : Druckfestigkeit aus Simulation 2

Diese Formeln werden nach $\alpha_2, \beta_2, \gamma_2, \delta_2$ und f_2 umgestellt und diese Parameter in die obigen Gleichungen eingesetzt. Damit hat man die Werte für den nächsten Zyklus:

$$E_{c21} = (\gamma_2 + \delta_2 v_1^*) E^* \quad (33)$$

$$E_{c22} = (\gamma_2 + \delta_2 v_2^*) E^* \quad (34)$$

$$V_{c21} = \alpha_2 + \beta_2 v_1^* \quad (35)$$

$$V_{c22} = \alpha_2 + \beta_2 v_2^* \quad (36)$$

$$F_{c2} = f_2 \sigma_D^* \quad (37)$$

Die Berechnungen werden im Rahmen einer Optimierung so oft wiederholt, bis annähernd die Zielwerte für E, v und σ_D erreicht werden.

5.3 Kalibrierung an Postaer Sandstein

5.3.1 Verwendete Rechenmodelle

Es wurden vier verschiedene Modelltypen in der Simulation verwendet:

Modelltyp 1: Partikel sind durch Kontaktbonds miteinander verbunden

Modelltyp 2: Partikel sind durch Parallelbonds miteinander verbunden

Modelltyp 3: Partikel sind durch Kontaktbonds miteinander verbunden und es wird eine Kornstruktur simuliert

Modelltyp 4: Partikel sind durch Parallelbonds miteinander verbunden und es wird eine Kornstruktur simuliert

Im **Modelltyp 1** werden nur Kontaktbonds verwendet, um die Kugeln zu verbinden. Die Kugelmodelle wurden teilweise mit dem Programm SpherePack erzeugt. Der kleinste Korndurchmesser des Postaer Sandsteins beträgt 0,2 mm (Abbildung 125), musste aber wegen der Rechenzeit bei einigen Simulationen hochskaliert werden (0,6 mm, später 1 mm).

Von Azevedo et al. [2003] wurde darauf hingewiesen, dass für ein zuverlässiges Modell Verbindungen verwendet werden müssen, die neben Kräften auch Momente übertragen. Daher wurden für **Modelltyp 2** Parallelbonds verwendet. Da die Parallelbonds ebenfalls zur Scher- und Normalsteifigkeit beitragen, wurde an den Punktkontakten, an denen ein Parallelbond installiert werden konnte, die Steifigkeit entsprechend reduziert. Die Steifigkeit ist bei den Punktkontakten und den Parallelbonds gleich (jeweils 50 %). Die Kugeln selbst erhalten weiterhin die Steifigkeit, die sie ohne Parallelbonds erhalten hätten. Diese Kugelsteifigkeit wird nur bei den Kontakten verwendet, bei denen keine Parallelbonds installiert werden konnten: nach dem Brechen des Parallelbonds sowie bei zukünftig geknüpften Kontakten. Dort, wo ein Parallelbond installiert wurde, wird die Kontaktsteifigkeit durch die geringere überschrieben.

Da Kontakt- und Parallelbonds zu unterschiedlichen Zeiten brechen, wurde auf Kontaktbonds verzichtet und nur Parallelbonds installiert. Bei der Erzeugung des Modells werden zuerst Kontaktbonds installiert und diese durch Parallelbonds ersetzt.

Potyondy & Cundall [2004] haben darauf hingewiesen, dass sich mit einer Kornstruktur das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit erhöhen lässt. Daher wurden auch Simulationen mit einer Kornstruktur (**Modelltyp 3**) durchgeführt. Dazu wird dieselbe dichte Kugelpackung mit einer Korngröße wie bisher als Ausgangsmaterial verwendet. Hinzu kommt eine weitere dichte Kugelpackung, die der Sieblinie von Postaer Sandstein entspricht (Abbildung 125). Anschließend werden alle Partikel der ersten Packung, deren Mittelpunkt innerhalb eines Kornes der zweiten Packung liegt, zu einem Korn zusammengefasst (Abbildung 123).

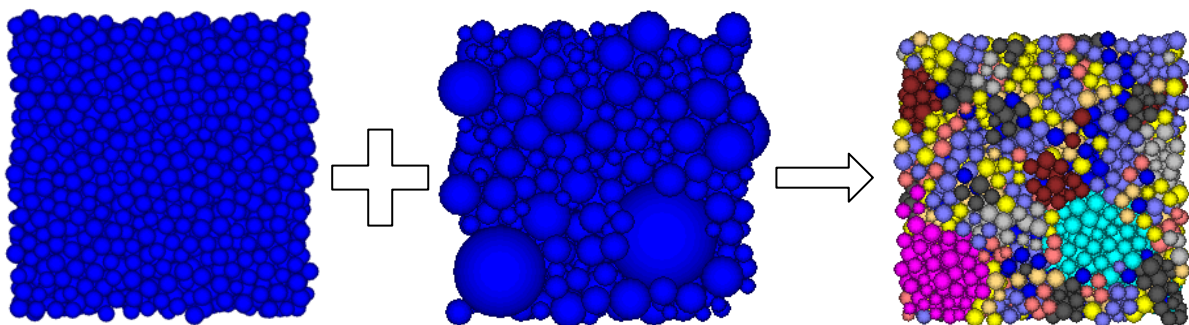


Abbildung 123: Erzeugung der Kornstruktur

Um die Körner etwas dichter zu packen, wird der Radius der Körner zunächst mit dem Faktor 0,95 multipliziert und eine dichte Packung erzeugt. Zur Erzeugung der Kornstruktur wird der Radius anschließend mit dem Faktor 1,1 multipliziert, so dass sich die Körner leicht überlappen. Damit werden die Partikel der ersten Kugelpackung zu Körnern zusammengefasst. Liegt ein Partikel nun im Bereich von mehreren Körnern, so wird das Partikel dem Korn zugeordnet, zu dem der relative Abstand am

geringsten ist. Die Partikel, die übrig bleiben (ca. 10 %), wurden bei den ersten Simulationen gelöscht. Es zeigt sich aber später, dass bessere Eigenschaften simuliert werden, wenn sie erhalten bleiben.

Die Kontaktsteifigkeit bei Verbindungen innerhalb des Korns wird zunächst fünfmal so hoch wie bei Korn-Korn-Verbindungen gewählt, die Festigkeit (Normal- und Scherfestigkeit) doppelt so hoch. Ab Zug- und Druckversuch Nr. 20 (siehe Tabelle 13) ist die Festigkeit fünfmal so hoch und die Steifigkeit nur doppelt so hoch.

Im **Modelltyp 4** wurde das Modell mit einer Kornstruktur und Parallelbonds simuliert. Auch hier ist zunächst die Kontaktsteifigkeit innerhalb der Körner fünfmal so hoch wie zwischen den Körnern und die Festigkeit doppelt so hoch, später die Steifigkeit doppelt so hoch und die Festigkeit fünfmal so hoch. Zunächst ist die Steifigkeit bei den Punktkontakten und den Parallelbonds gleich (je 50%). Bei späteren Simulationen wurde die Steifigkeit der Punktkontakte auf 0 und der Parallelbonds auf 100 % gesetzt, damit das E-Modul im Druck- und im Zugversuch gleich ist.

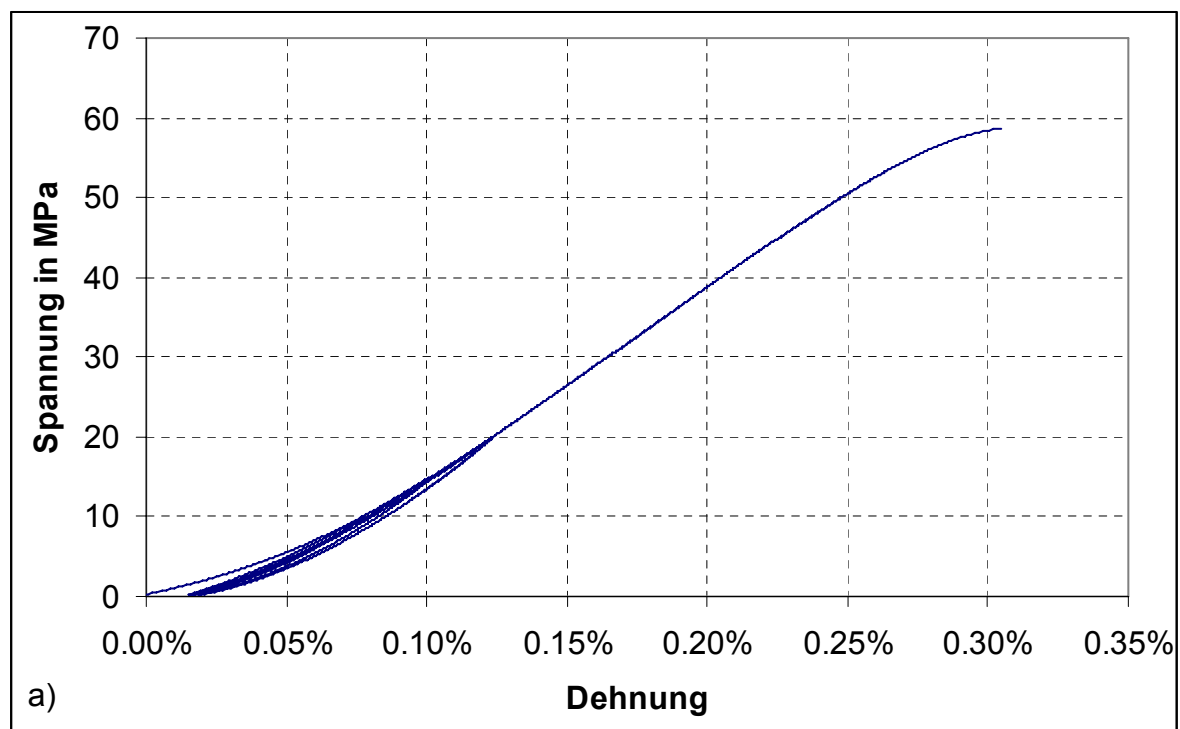
5.3.2 Kalibrierung an einaxialen Druck- und Zugversuchen

Für den Postaer Sandstein wurden, abgeleitet aus einaxialen Druck- und Zugversuchen, folgende Parameter bestimmt:

Tabelle 9: Eigenschaften von Postaer Sandstein

Druckfestigkeit	Zugfestigkeit	E-Modul	Querdehnzahl	Dichte
54,6 MPa	1,62 MPa	25,0 GPa	0,30	1930 kg/m ³

Abbildung 124 zeigt exemplarisch die Ergebnisse eines einaxialen Druckversuchs mit mehreren Be- und Entlastungszyklen sowie die eines direkten Zugversuchs.



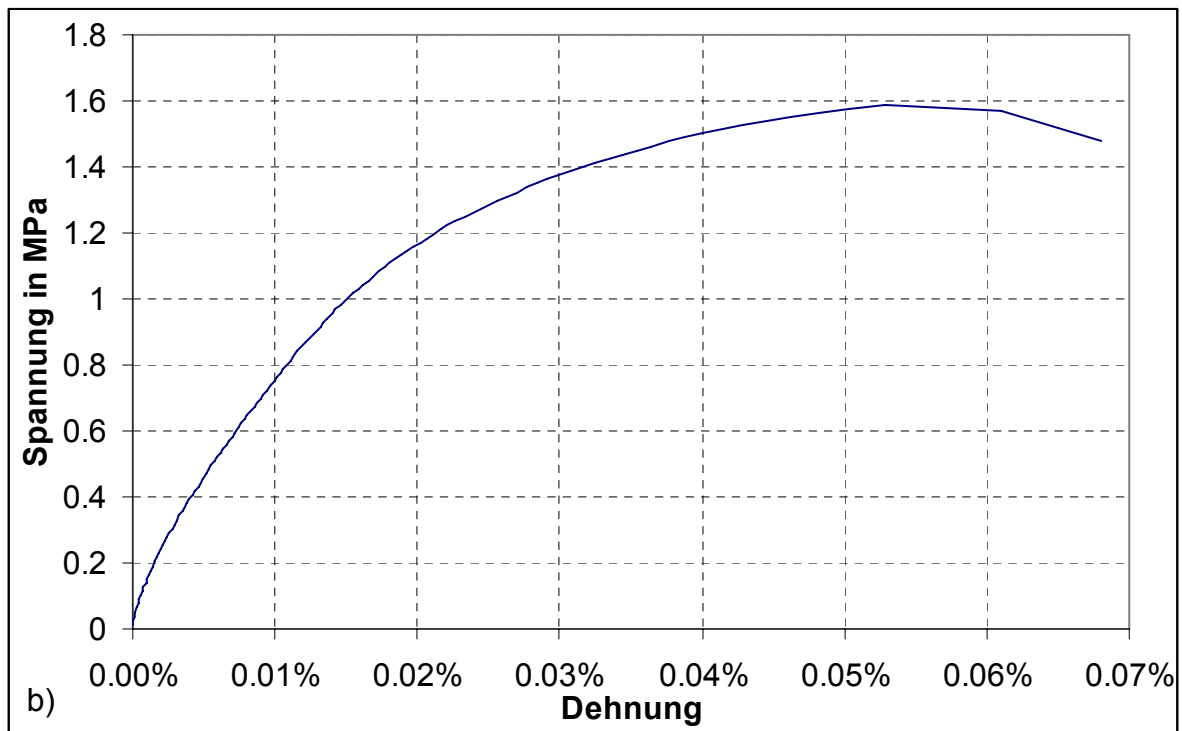


Abbildung 124: a) Einaxialer Druck- und b) Zugversuch mit Postaer Sandstein (Kurvenverlauf bis zum Erreichen des makromechanischen Bruchs)

In Abbildung 125 ist die Korngrößenverteilung von Postaer Sandstein dargestellt. Diese wurde sowohl optisch durch Vermessung in x-, y- und z-Richtung als auch durch eine Siebanalyse ermittelt. Dargestellt ist der Mittelwert aus allen 4 Werten.

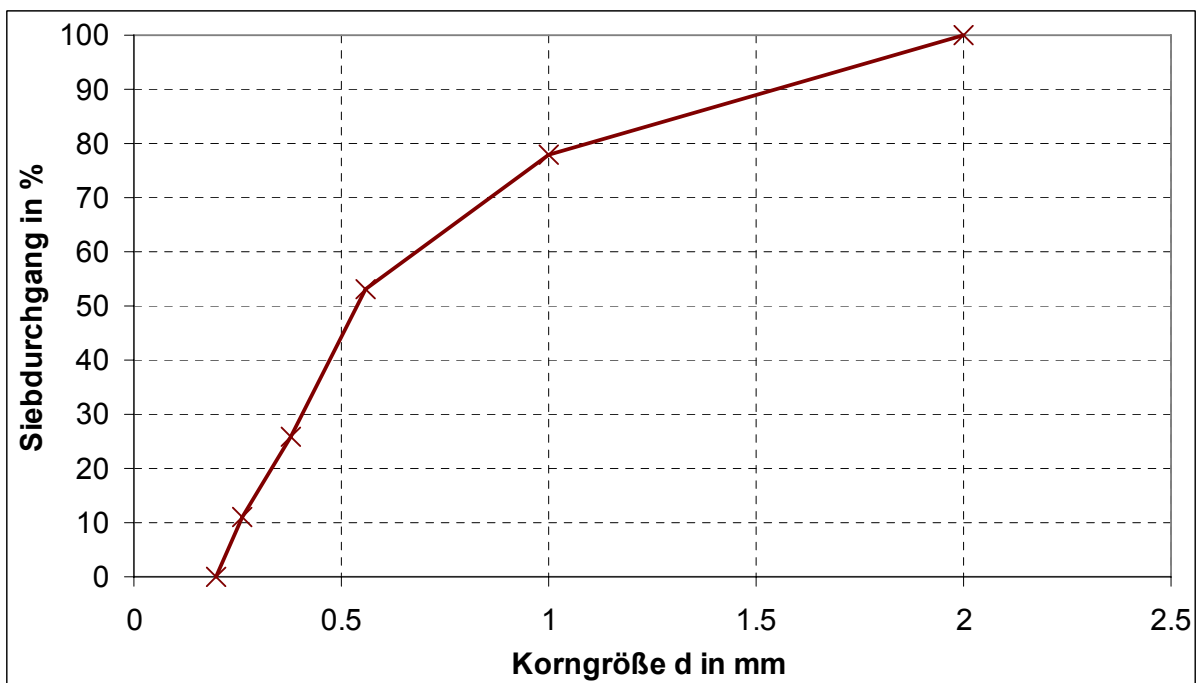


Abbildung 125: Korngrößenanalyse Postaer Sandstein [Baumgarten 2013, mündlicher Bezug]

Die Kalibrierung an einaxialen Druck- und Zugversuchen diente dem Ziel, sowohl die Steifigkeit (E-Modul) und die Querdehnzahl als auch die Druck- und Zugfestigkeiten zu kalibrieren.

Tabelle 10: Kalibrierung Modelltyp 1 (Verwendung von Kontaktbonds)

Nr.	F _{cn} F _{cs} [MPa]	Festig- keitsred. Kontakte	Parti- kel Ø [mm]	σ_D [MPa]	E (Druck) [GPa]	σ_t [MPa]	E (Zug) [GPa]	σ_D / σ_t
Labor			0,2-2	37,38	12,74	1,22		30,6
1/9	23,8	0 %	0,6	37,0	12,59	10,66	11,81	3,47
1/14	25,9	0 %	1	37,24	12,86	7,31	10,6	5,09
Labor			0,2-2	54,6	25,0	1,62		33,7
1/22	35,3	0 %	0,2	52,9	24,9	14,9	24,2	3,55

Tabelle 11: Kalibrierung Modelltyp 1 (Verwendung von Kontaktbonds, Gaußverteilung)

	F _{cn} Mittel [MPa]	F _{cn} Stan- dardabw. [MPa]	F _{cs} [MPa]	F _{ric} [-]	σ_D [MPa]	E (Druck) [GPa]	σ_t [MPa]	E (Zug) [GPa]	σ_D / σ_t
Labor					37,4	12,7	1,22		30,6
1/6	29,8	7,4	54,18	10	65,2	13,9	7,22	10,41	9,03

Die beobachteten Rissmuster der simulierten Zug- und Druckversuchen sowie die dazugehöriger Spannungs-Dehnungs-Kurven sind exemplarisch in Abbildung 126 und Abbildung 127 dargestellt. Der relativ kleine Quotient aus Druck- zu Zugspannung konnte, wie eigene Voruntersuchungen gezeigt haben, auch durch folgende Modellmodifikationen nicht signifikant erhöht werden ohne andere Parameterrestriktionen zu verletzen:

- Reduktion der Normalbond-Festigkeit bei allen oder einem Teil der Kontaktbonds
- Teilweises Löschen von Normalbonds (Simulation von Mikrodefekten)
- Teilweises Löschen von Partikeln (Simulation von Mikrodefekten)

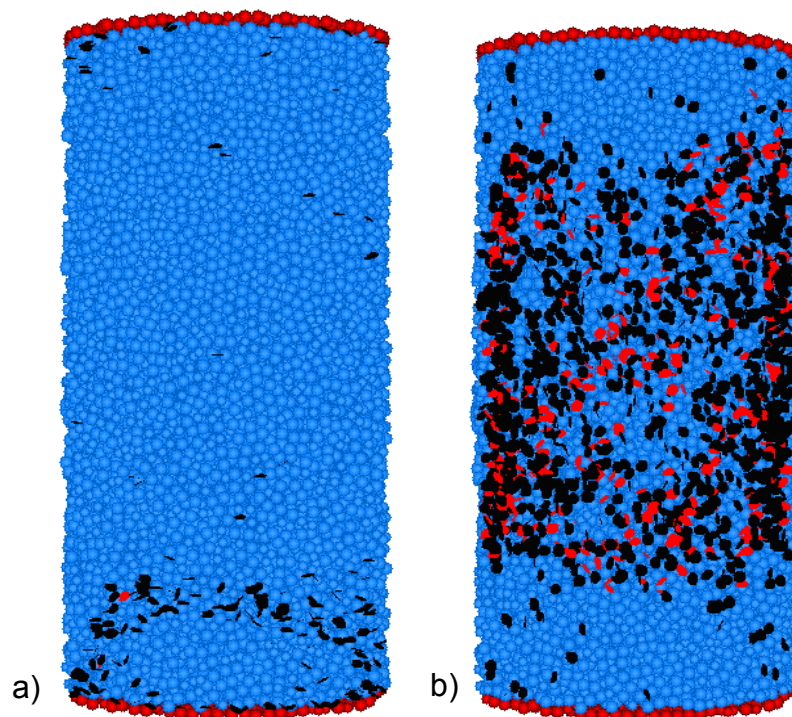


Abbildung 126: Schädigungsmuster a) beim Zug- und b) beim Druckversuch (Simulation 1/22); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

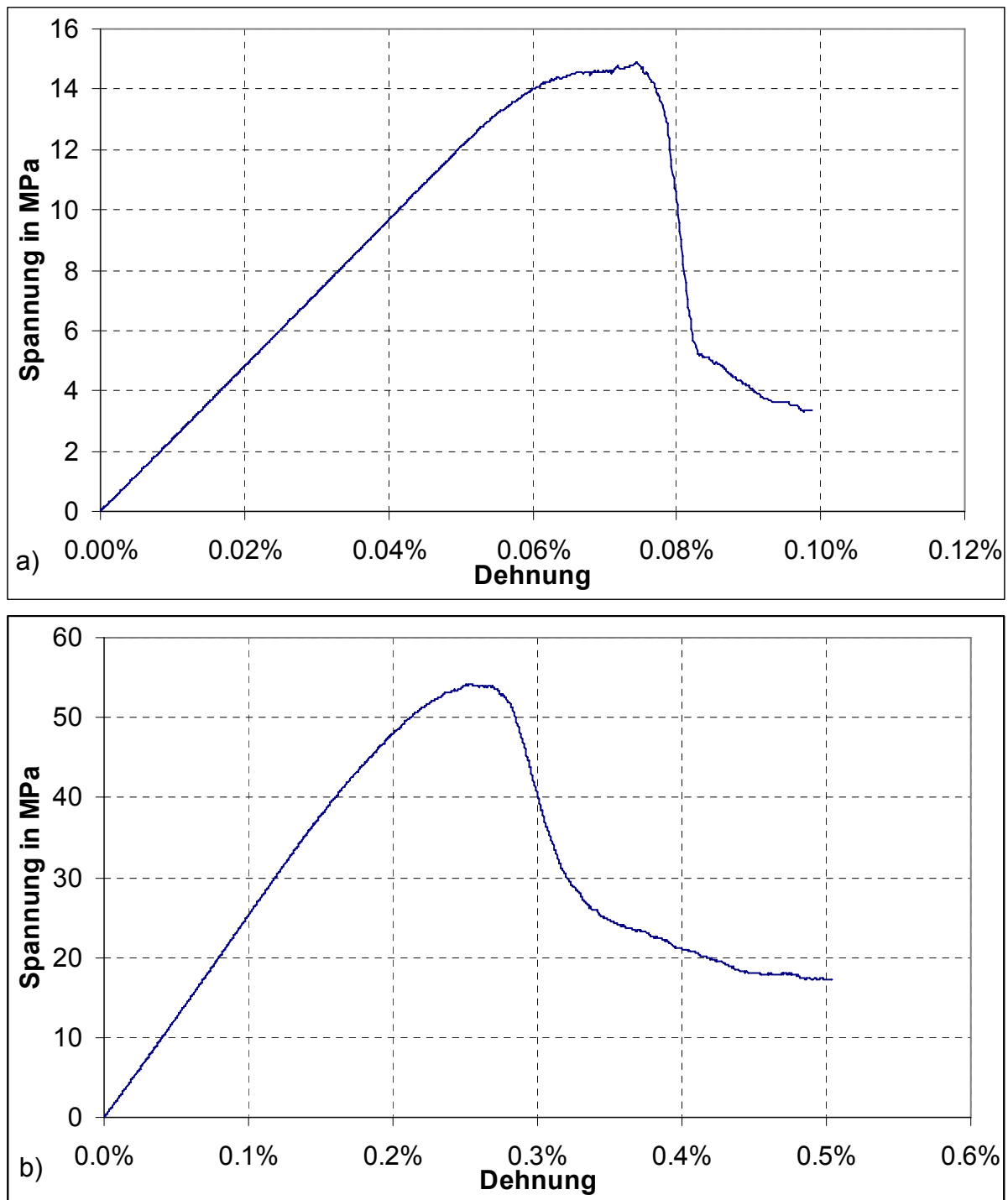


Abbildung 127: a) Zug- und b) Druckversuch mit Kontaktbonds ohne vorgeschwächte Kontakte (Simulation 1/22)

Ein Ansatz, der dem natürlichen Verhalten von Gestein näher kommen sollte, ist es, eine Gaußverteilung auf die Normalfestigkeit der Kontakte anzuwenden (Simulation 1/6 im Vergleich zu 1/22, Abbildung 128). Die Gaußkurve wurde bei Werten $< 1/10$ des Mittelwertes abgeschnitten und die entsprechenden Werte auf $1/10$ gesetzt. Die Zugkurve ist relativ glatt (Abbildung 129) und das E-Modul im Zugversuch ist ähnlich dem im Druckversuch. Das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit ist besser als ohne vorgeschädigte Kontakte. Es zeigt sich, dass auch hier nicht alle Kontakte brechen, da die Zugkraft nach dem Versagen nicht auf null sinkt (Abbildung 129).

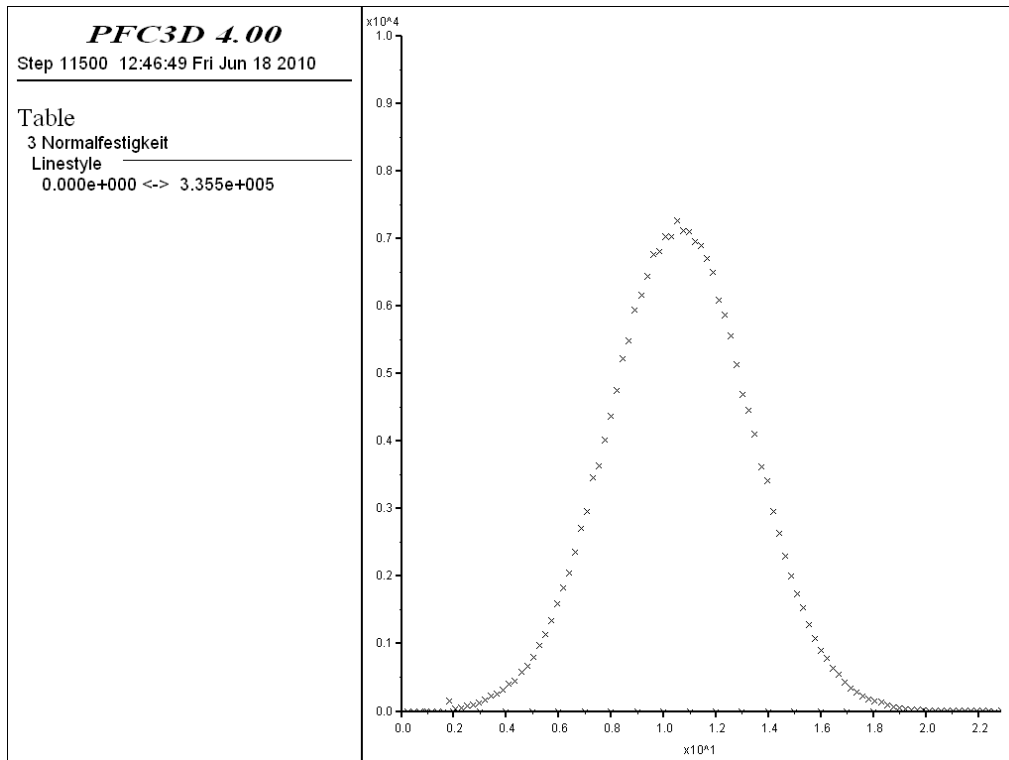


Abbildung 128: Gaußverteilung für der Normalfestigkeit der Kontakte (Mittelwert(F_{cn}) = 29,8 MPa, Standardabweichung(F_{cn}) = 7,4 MPa → Mittelwert(n_{bond}) = 10,7 N, Standardabweichung(n_{bond}) = 2,66 N)

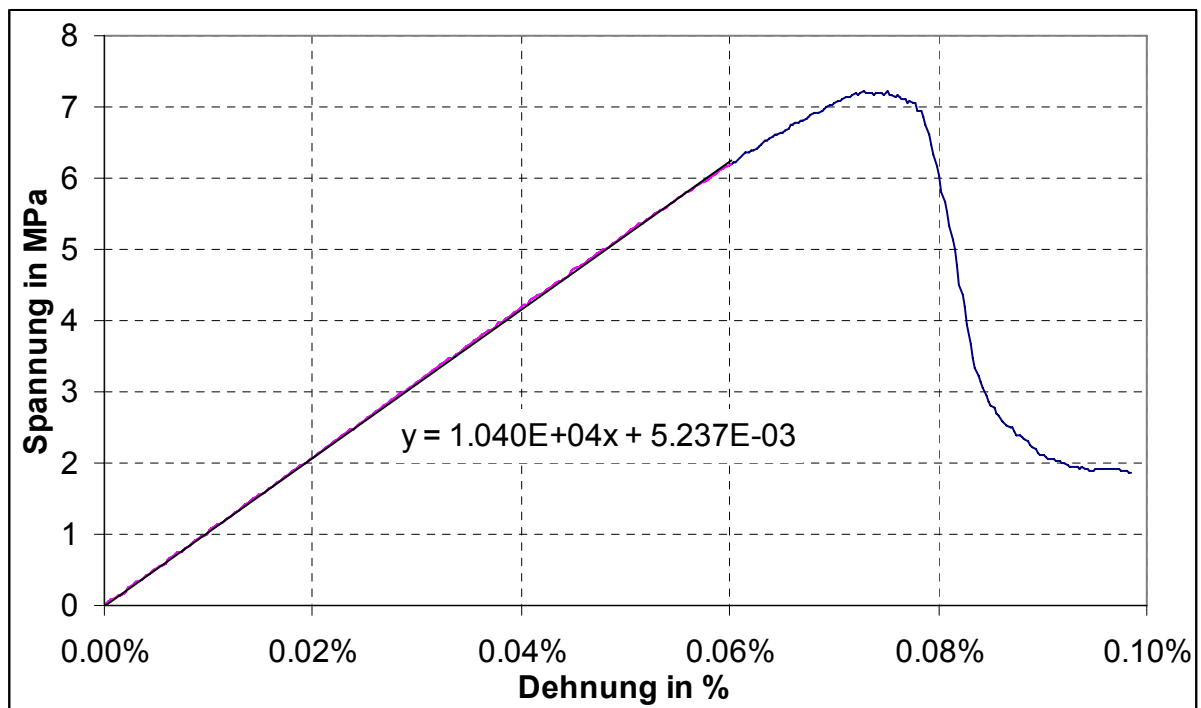


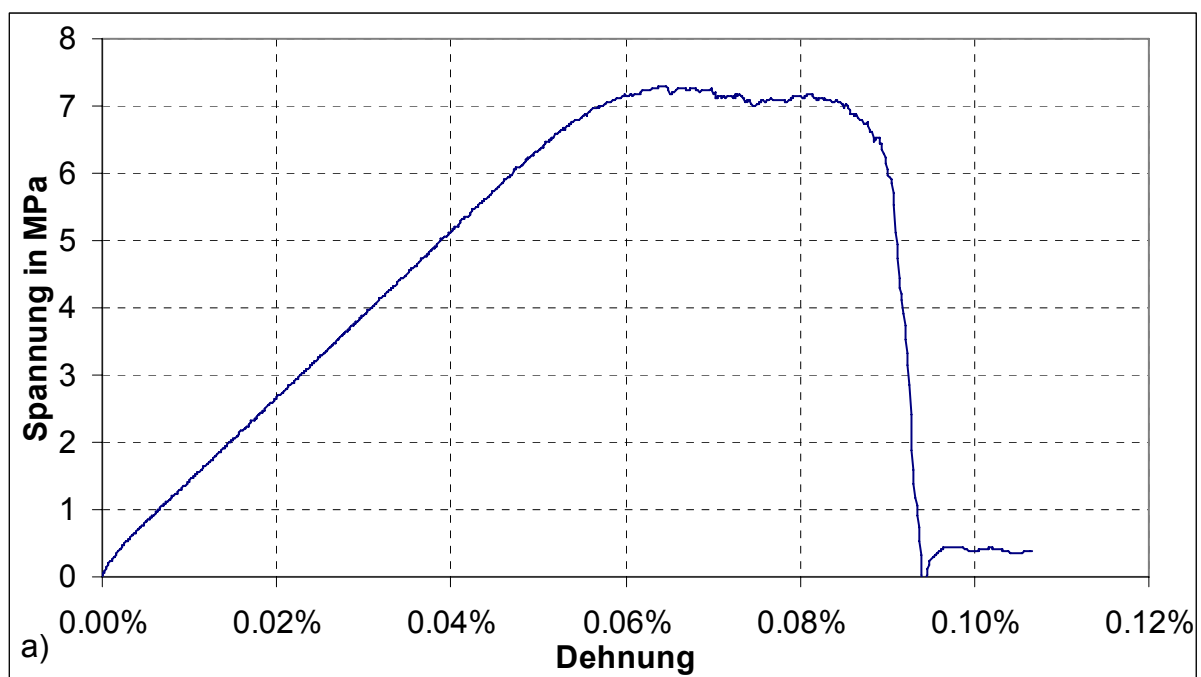
Abbildung 129: Zugversuch mit einer Gaußverteilung für die Normalfestigkeit (μ = 29,8 MPa, σ = 7,4 MPa) (Simulation 1/6)

Tabelle 12: Kalibrierung Modelltyp 2 (Parallelbonds)

Nr.	F _{cn} F _{cs} [MPa]	Festig- keitsred. Kontakte F _{cn} =F _{cs} /4	Parti- kel Ø [mm]	σ _D [MPa]	E (Druck) [GPa]	σ _t [MPa]	E (Zug) [GPa]	σ _D / σ _t
Labor			0,2-2	37,4	12,7	1,22		30,7
2/4	54,2	0%	0,6	116,4	17,1	16,4	7,97	7,10
2/5	34,8	50% F _{cn} /10	0,6	40,2	10,3	1,74	0,73	23,1
2/13	36,3	50%	0,6	38,9	12,8	3,05	8,88	12,7
2/16	41,6	50%	1	37,1	12,8	3,69	8,93	10,1
Labor			0,2-2	54,6	25,0	1,62		33,7
2/22	56,3	50%	0,2	54,9	25,2	7,3	12,4	7,52

Auch mit reinen Parallelbonds (Modelltyp 2) ist das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit zu gering (Simulation 2/4), jedoch besser als mit Kontaktbonds. Die Druck- und die Zugkurven verlaufen nahezu linear im Gegensatz zum stark nichtlinearen Charakter im Labor.

Wird bei 50 % der Bonds die Normalfestigkeit auf 1/10 reduziert, ergibt sich beim Zugversuch nach dem Versagen der festigkeitsreduzierten Verbindungen ein sehr geringes E-Modul, d.h. das Material wird weich (Simulation 2/5). Daher dürfen die 50 % der Bonds nur auf ¼ der Normalfestigkeit reduziert werden (Simulation 2/22). Es ergibt sich ein Druck-/ Zugfestigkeitsverhältnis von immerhin 7,52. Es zeigt sich, dass aufgrund der festigkeitsreduzierten Verbindungen auch mit Parallelbonds keine scharfen Bruchlinien entstehen, da zunächst bevorzugt die festigkeitsreduzierten Verbindungen brechen (Abbildung 131). Da die Parallelbonds keine größeren Rotationen zulassen, werden schließlich auch die benachbarten Verbindungen gebrochen, so dass sich am Ende eine durchgehende Bruchlinie ergibt. Ein weiterer Vorteil ist, dass die Zug- und Druckkurven stärkere Nichtlinearität aufweisen als wenn man keine Kontakte vorschwächt (Abbildung 130). Beachte: die Simulationen 2/13 und 2/16 haben unterschiedliche Partikelgrößen.



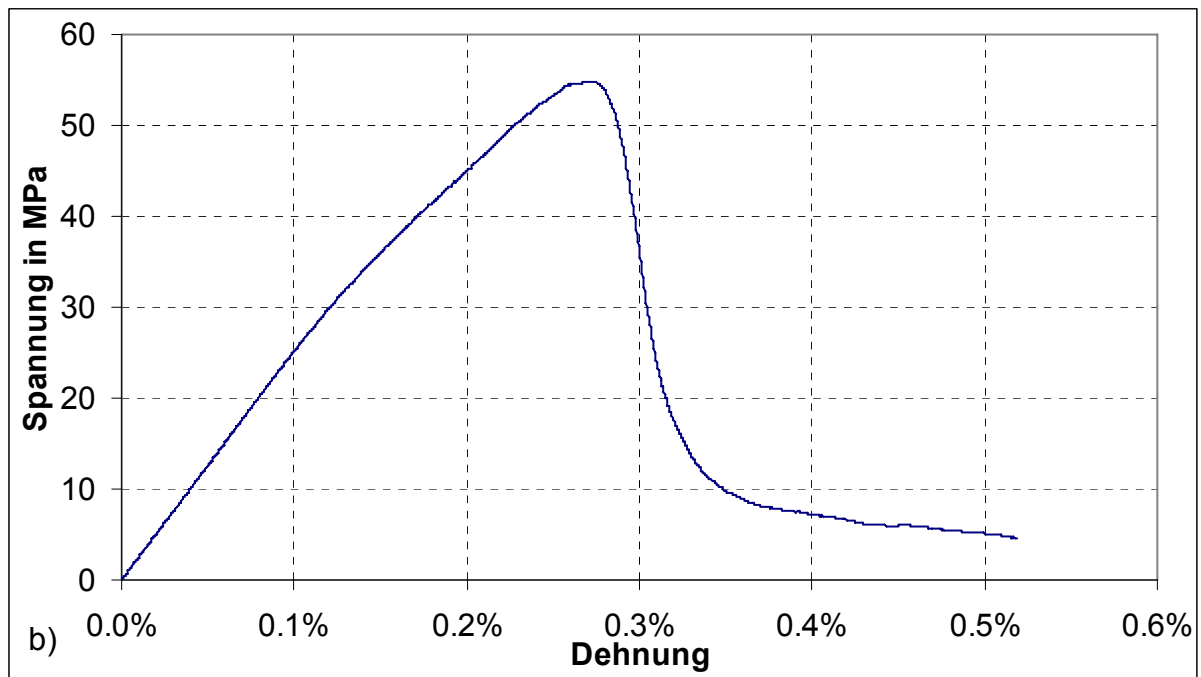


Abbildung 130 a) Zug- und b) Druckversuch mit Parallelbonds, bei 50 % der Bonds ist die Normalfestigkeit auf $\frac{1}{4}$ reduziert (Simulation 2/22)

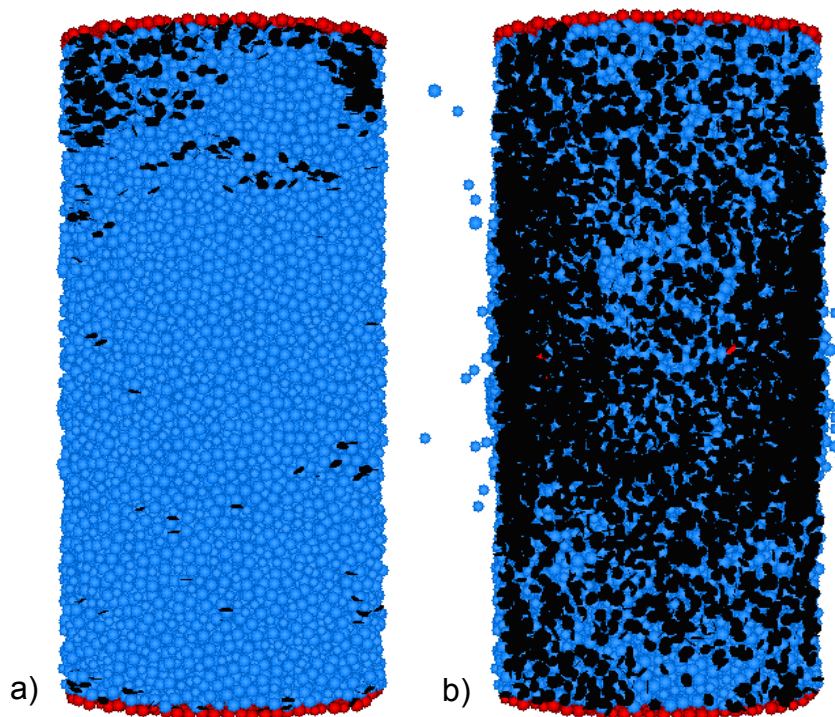


Abbildung 131: a) Zugversuch am Versuchsende, b) Druckversuch nach Druckkraftmaximum (Simulation 2/22) mit Parallelbonds, bei 50% der Verbindungen wurde die Normalfestigkeit auf $\frac{1}{4}$ reduziert; schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

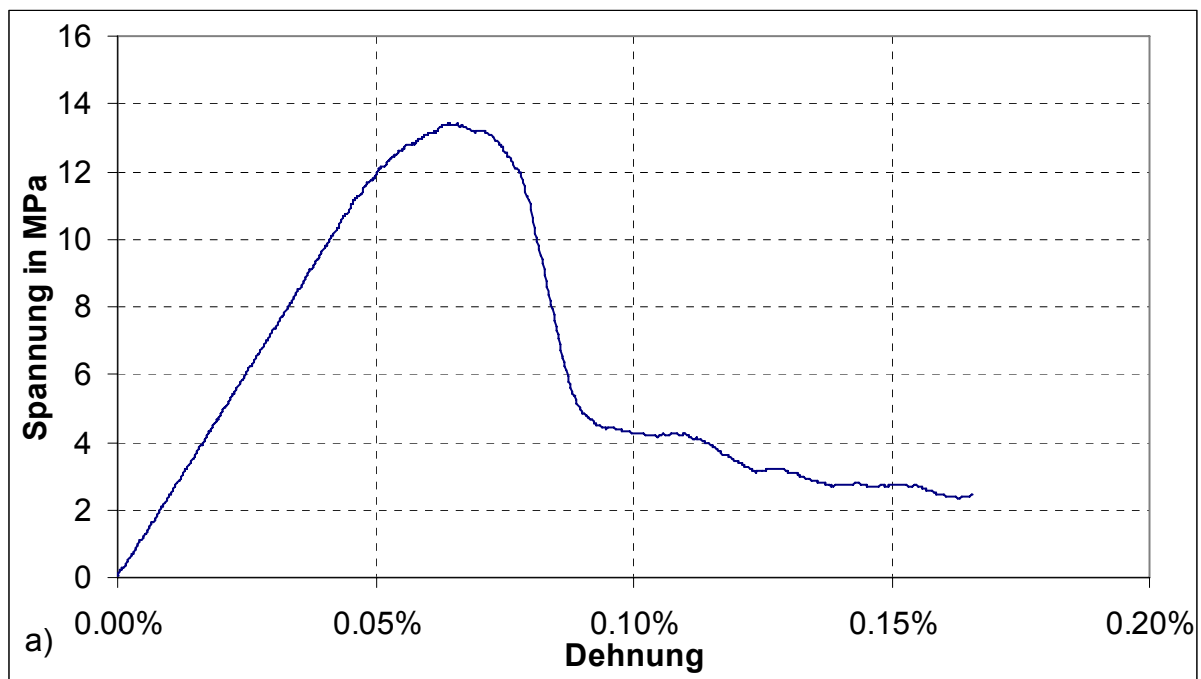
Tabelle 13: Kalibrierung Modelltyp 3

Nr.	Fcn Fcs [MPa]	Festig- keitsred. Kontakte Korn-Korn	Festig- keitsred. Kontakte im Korn	Parti- kel Ø [mm]	σ_D [MPa]	E (Druck) [GPa]	σ_t [MPa]	E (Zug) [GPa]	σ_D / σ_t
Labor				0,2-2	37,4	12,7	1,22		30,7
3/1	54,2	0 %	0 %	0,6	56,4	14,4	10,4	11,3	5,4
3/19*	21,9	0 %	0 %	1	37,6	12,7	7,7	10,3	4,9
Labor				0,2-2	54,6	25,0	1,62		33,7
3/23*	27,3	0 %	0 %	0,2	54,0	25,0	13,4	24,2	4,0

*Einzelkugeln nicht mehr gelöscht

Die Spannungs-Dehnungs-Kurven der Druck- und Zugversuche für Modelltyp 3 sind realistisch (Simulation 3/1). Hier sind ca. 10 % der Partikel zwischen den Körnern gelöscht. Bei der Zugkurve existiert eine klare Bruchlinie.

Werden die Einzelkugeln nicht gelöscht (3/23), so sinkt der Unterschied zu den Versuchen ohne Kornstruktur. Das Druck-Zug-Verhältnis ist mit 4,0 fast gleich. Bei den ersten Simulationen beträgt die Steifigkeit im Korn das Fünffache und die Festigkeit das Doppelte des Wertes wie zwischen den Körnern. In Simulation (3/23) beträgt die Steifigkeit im Korn das Doppelte und die Festigkeit das Fünffache des Wertes wie zwischen den Körnern.



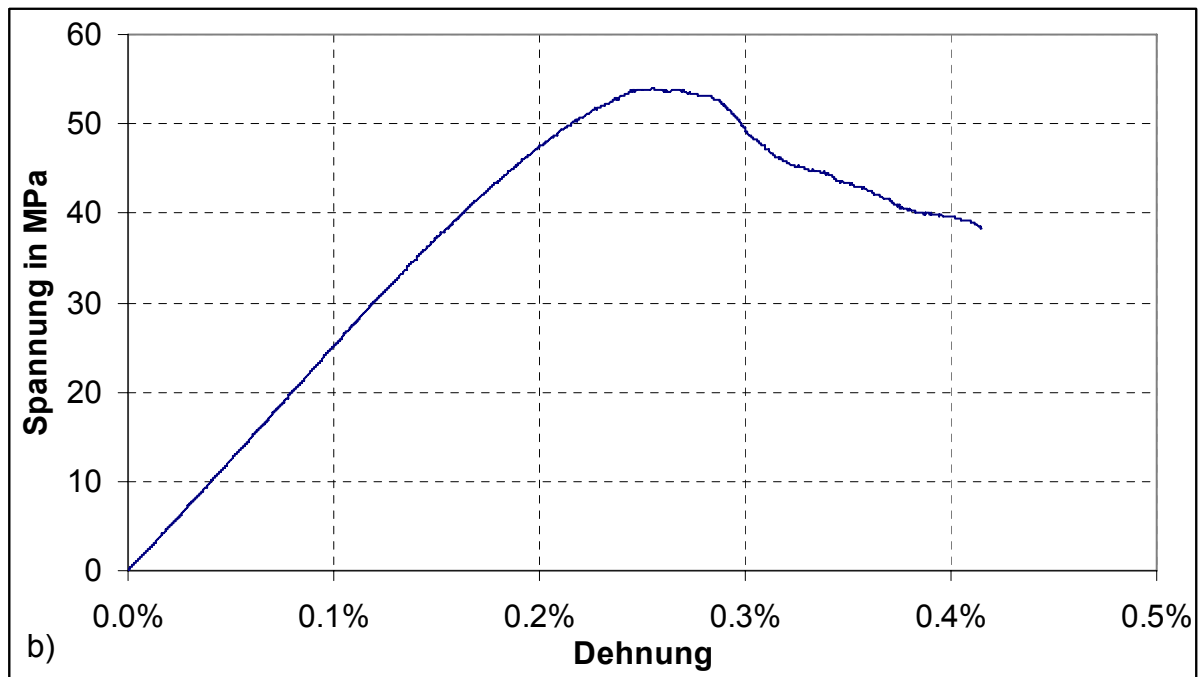


Abbildung 132: a) Zug- und b) Druckversuch mit einer Kornstruktur ohne geschwächte Kontakte und ohne gelöschte Partikel (Simulation 3/23)

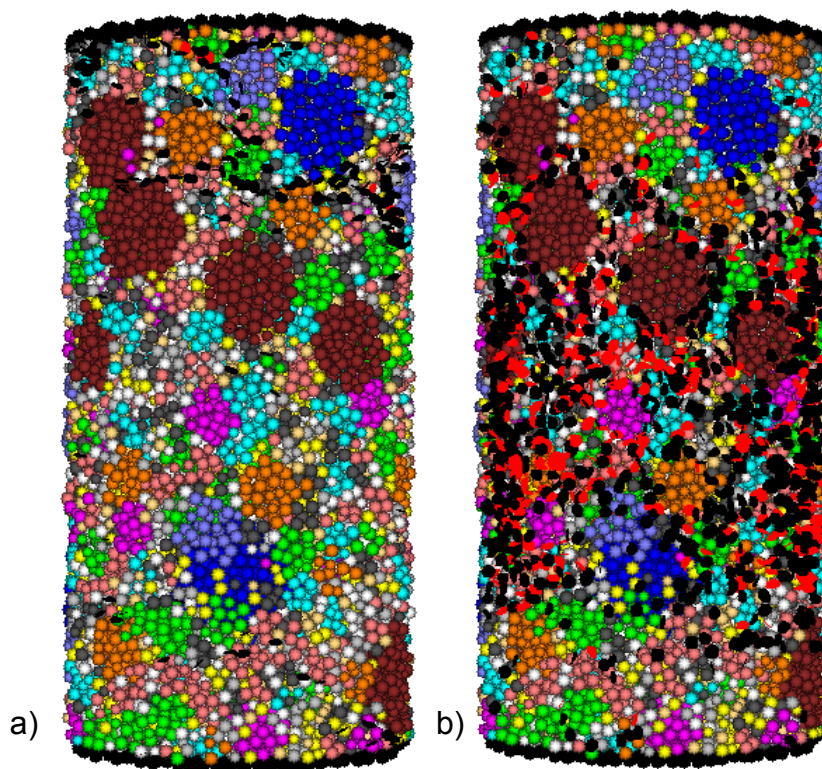


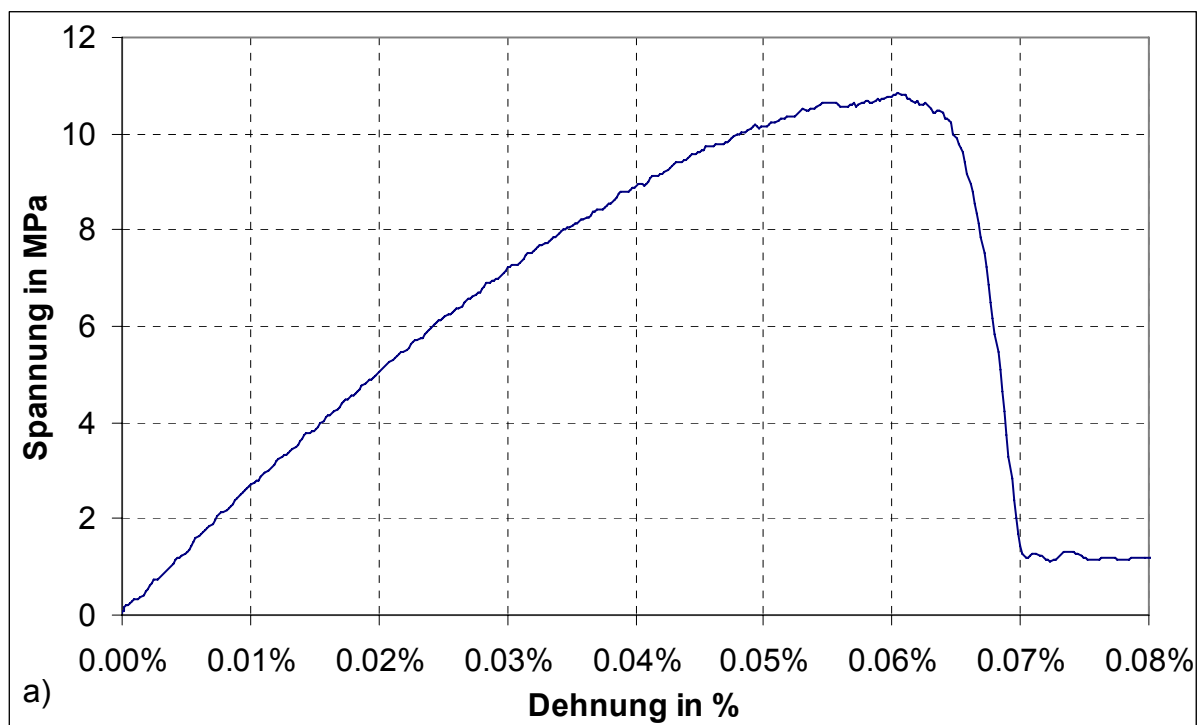
Abbildung 133: a) Zugversuch und b) Druckversuch am Versuchende bei einer Kornstruktur ohne geschwächte Kontakte und ohne gelöschte Partikel (Simulation 3/23); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

Tabelle 14: Kalibrierung Modelltyp 4

Nr.	F _{cn} F _{cs} [MPa]	Festig- keitsred. Kontakte Korn-Korn	Festig- keitsred. Kontakte im Korn	Parti- kel Ø [mm]	σ _D [MPa]	E (Druck) [GPa]	σ _t [MPa]	E (Zug) [GPa]	σ _D / σ _t
Labor				0,2-2	37,4	12,7	1,22		30,7
4/17	19,9	0 %	0 %	1	38,3	12,8	6,45	7,42	5,94
Labor				0,2-2	54,6	25,0	1,62		33,7
4/28	19,48	0 %	0 %	0,2	38,7	24,1	9,04	17,87	4,28
4/31	29,81	Gaußvert. σ=0,5*Fc		0,2	54,47	26,8	10,8	24,89	5,03
4/32 Anriss	29,81	Gaußvert. σ=0,5*Fc		0,2	54,08	26,84	8,65	24,36	6,25
4/38	28,9	Gaußvert. σ=0,5*Fc		1	52,6	25,0	9,73	21,6	5,41

In der Simulation 4/17 (Modelltyp 4) ist die Steifigkeit innerhalb der Körner verfünffacht ($E_{\text{Korn}} = E_c \cdot 5$) und die Festigkeit verdoppelt ($F_{c\text{Korn}} = F_c \cdot 2$) im Vergleich zu den Kontakten zwischen verschiedenen Körnern. Ab Simulation 4/18 wurden innerhalb der Körner nun im Vergleich zu den Zwischenkornverbindungen die Steifigkeit verdoppelt und die Festigkeit verfünffacht. Es wurde eine feinere Korngröße ($d=0,2$ mm) verwendet. Überall dort, wo ein Parallelbond gesetzt werden konnte, beträgt ab Simulation 26 die Steifigkeit des Parallelbonds 100 % und die des Kontaktes 0. Damit sind das Verhalten des Kontaktes bei Zug- und Druckbeanspruchung und somit auch das E-Modul gleich.

In Simulation (4/31) wurde eine Gaußverteilung auf die Bondfestigkeit in Normalen- und Scherrichtung sowohl innerhalb der Körner als auch zwischen den Körnern auferlegt. Die Standardabweichung beträgt dabei 50 % des jeweiligen Mittelwertes. Das Ergebnis ist ein etwas besseres Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit (vgl. mit (4/28)). Die Zugkurve ist stärker abgerundet und damit näher am natürlichen Verhalten (Abbildung 134).



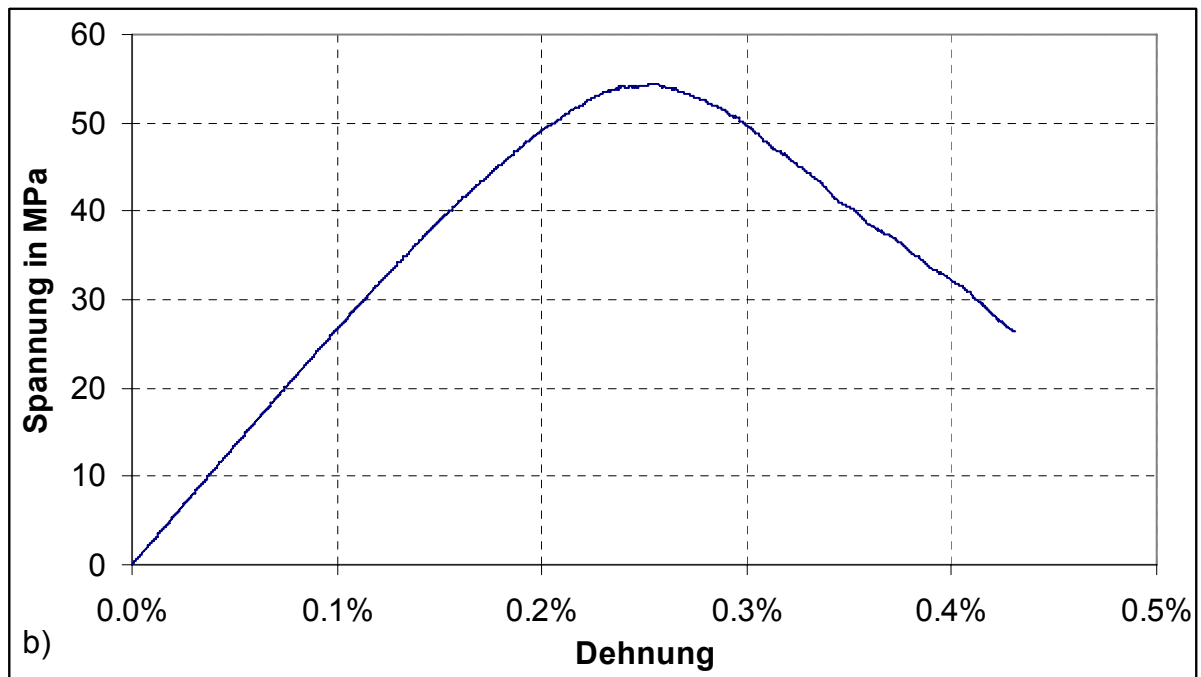


Abbildung 134: a) Zug- und b) Druckversuch beim Modell mit einer Kornstruktur, Parallelbonds und einer Gaußverteilung der Kontaktfestigkeit (Simulation 4/31)

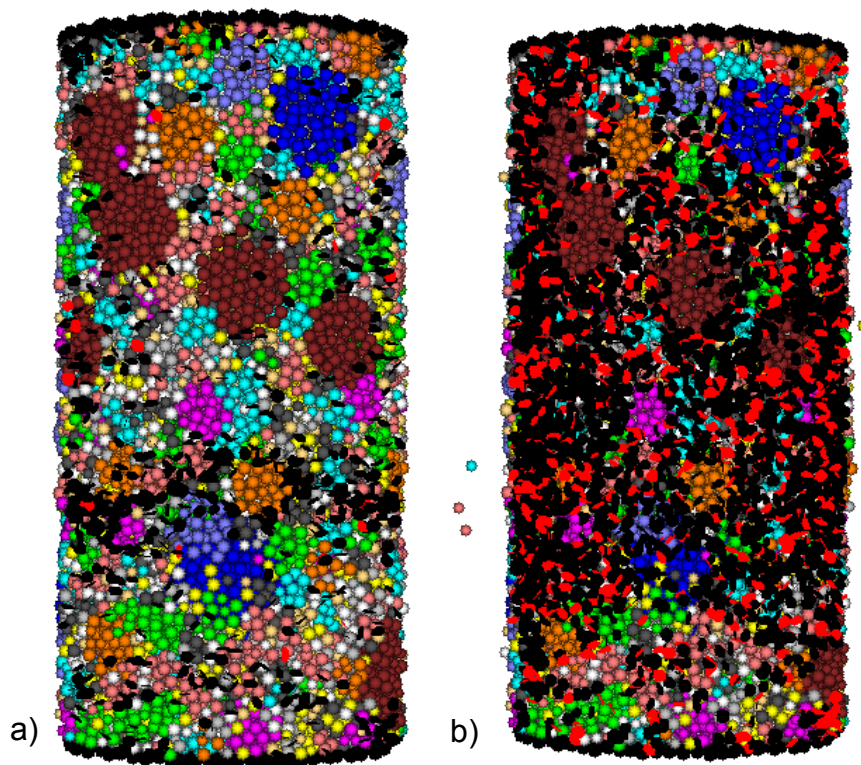


Abbildung 135: a) Zug- und b) Druckversuch am Versuchsende mit Kornstruktur und Parallelbonds (Simulation 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

Da es bei einer Kornstruktur nicht möglich ist, 50% der Bonds auf $\frac{1}{4}$ der Normalfestigkeit zu reduzieren (die Zugkurve verschlechtert sich deutlich), ist das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit ungünstiger als ohne Kornstruktur (vgl. Simulation 4/31 mit 2/22).

In Simulation 4/32 wurde ein Anriss erzeugt. Die Druckfestigkeit ändert sich dadurch nicht, die Zugfestigkeit verringert sich, d.h. es verbessert sich das Verhältnis

aus Druck- zu Zugfestigkeit. In Simulation 4/38 ist der Partikeldurchmesser vergrößert.

5.3.3 Kalibrierung an Scherversuchen

Die Scherversuche ähneln der Risseinleitung beim Schneidversuch. Daher bieten sie eine weitere Möglichkeit zu vergleichen, ob die Simulation mit den Versuchen übereinstimmt.

Für die Scherversuche im Labor wurden die Proben in Beton eingegossen und im Scherprüfgerät belastet. In Abbildung 136 ist die Probe nach dem Scherversuch dargestellt, in Abbildung 137 ist die Scherspannung bei verschiedenen Normalspannungen dargestellt und in Abbildung 138 die maximale Scherspannung über die Normalspannung.



Abbildung 136: Probe nach dem Scherversuch, Einbettung in Beton, Normalspannung 20 MPa

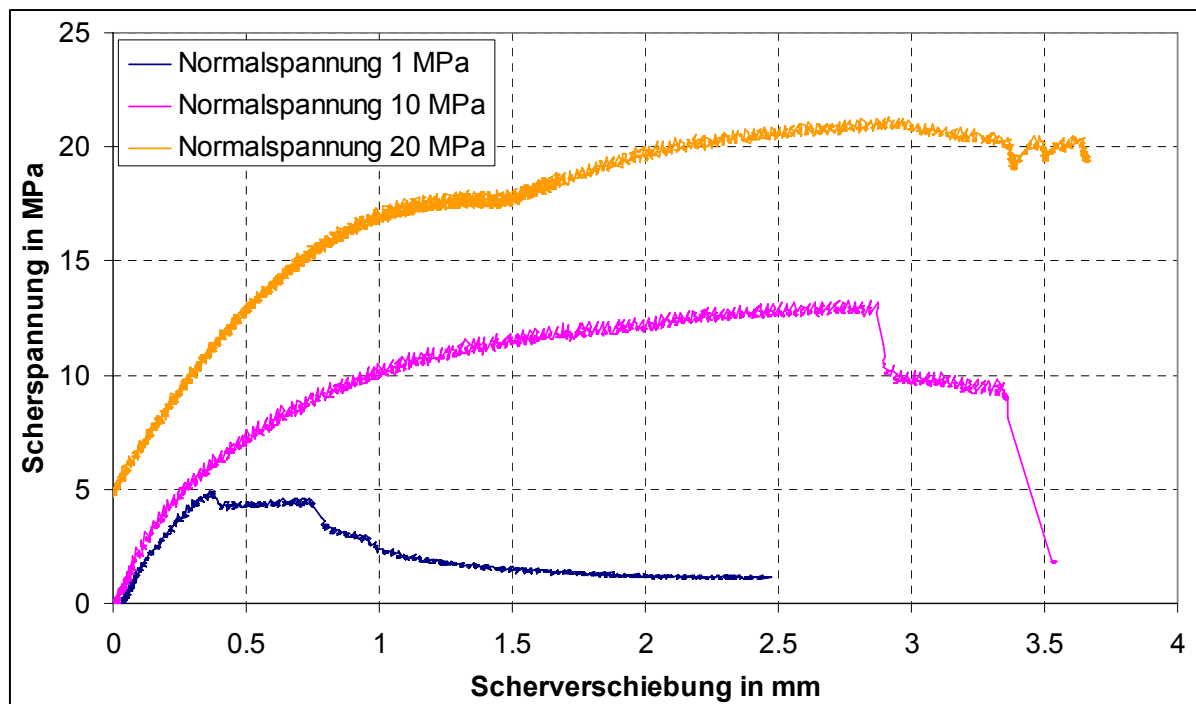


Abbildung 137: Scherversuche an Postaer Sandstein (Laborversuch)

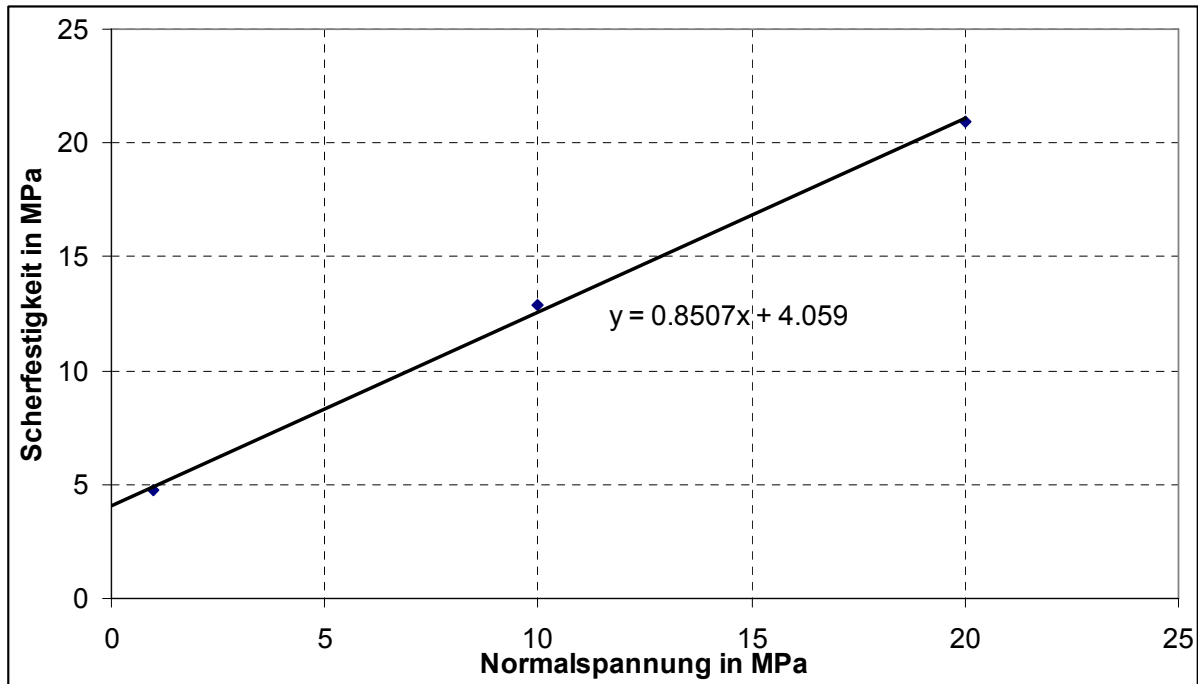


Abbildung 138: Scherfestigkeit von Postaer Sandstein in Abhängigkeit der Normalspannung (Laborversuch)

Es kommt dann zum Gleiten, wenn folgende Bedingung erfüllt ist:

$$\tau \geq c + \mu|\sigma| \quad (38) \quad \tau: \text{Scherspannung} \quad c: \text{Kohäsion} \quad \mu: \text{Reibungskoeffizient}$$

$$\mu = \tan \varphi \quad (39) \quad \varphi: \text{Reibungswinkel} \quad \sigma: \text{Normalspannung}$$

Die Kohäsion und der Reibungswinkel werden ermittelt, indem die verschiedenen Scherfestigkeiten über die jeweilige Normalspannung aufgetragen werden und anschließend eine Regression durchgeführt wird (Abbildung 138). Die Kohäsion c beträgt 4,06 MPa und der Reibungskoeffizient 0,85 (innerer Reibungswinkel: 40,0 °).

Exemplarische Ergebnisse der Simulationen der Scherversuche mit Kontaktbonds (Modelltyp 1) sind in Abbildung 139, Abbildung 140 und Abbildung 141 dargestellt.

Die Kohäsion c beträgt 16,0 MPa und ist damit deutlich zu hoch. Der innere Reibungskoeffizient beträgt $\mu=0,77$ (Reibungswinkel 37,6°) und stimmt etwa mit dem Laborversuch überein.

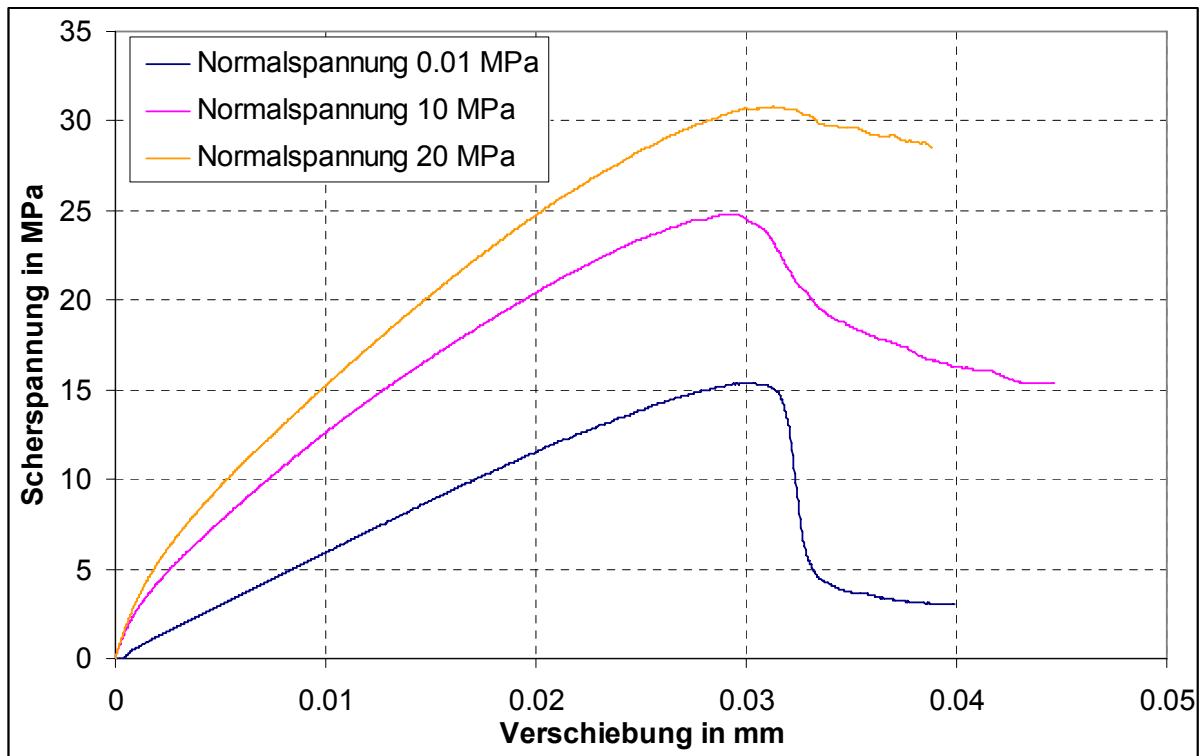


Abbildung 139: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Kontaktbonds (Materialparameter aus 1/22)

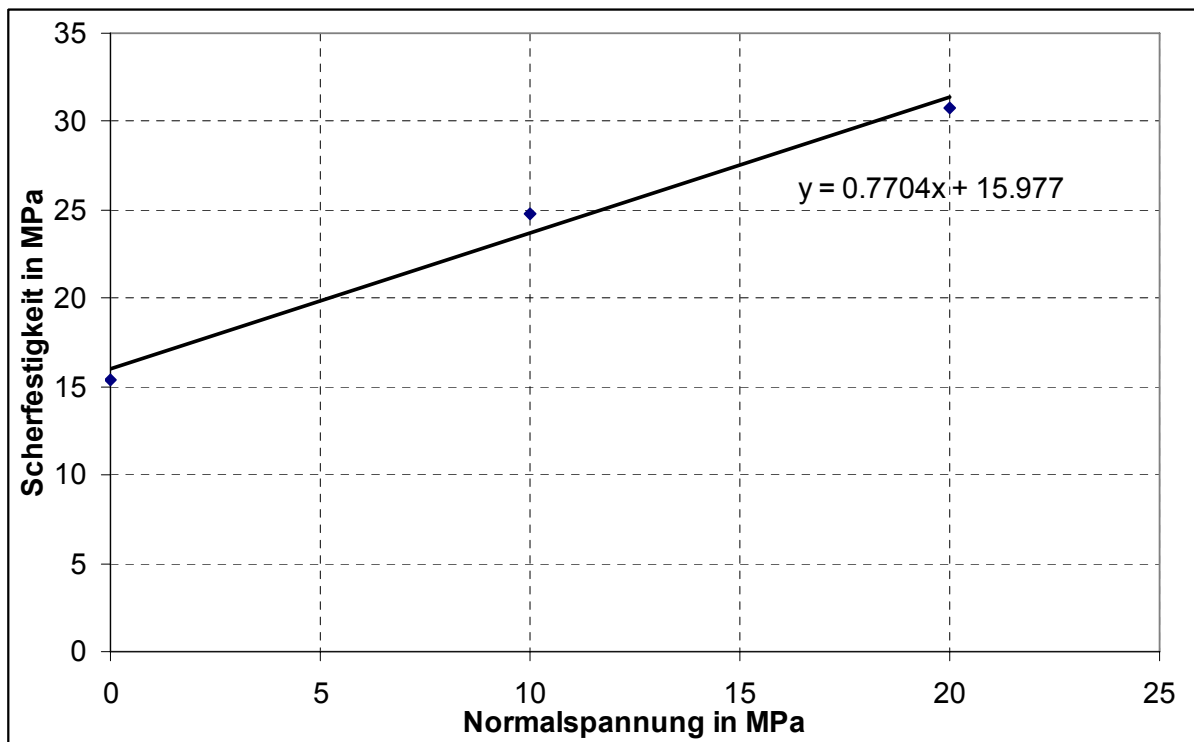
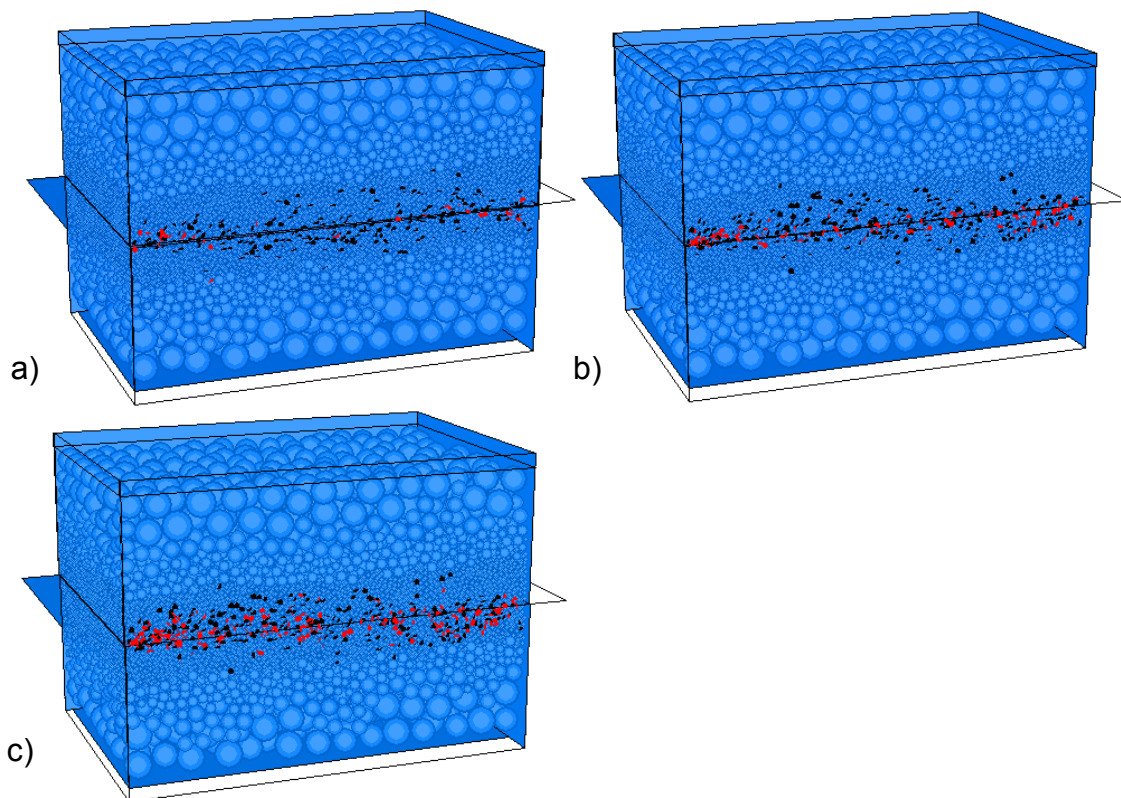


Abbildung 140: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Kontaktbonds (Materialparameter aus 1/22)



**Abbildung 141: Simulation von Scherversuchen mit Kontaktbonds, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 1/22); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scher-
risse**

Exemplarische Ergebnisse der Simulationen mit Parallelbonds sind von Abbildung 142 bis Abbildung 144 gezeigt. Die ermittelte Kohäsion beträgt 13,67 MPa und der Reibungskoeffizient 0,99 (Reibungswinkel 44,7°).

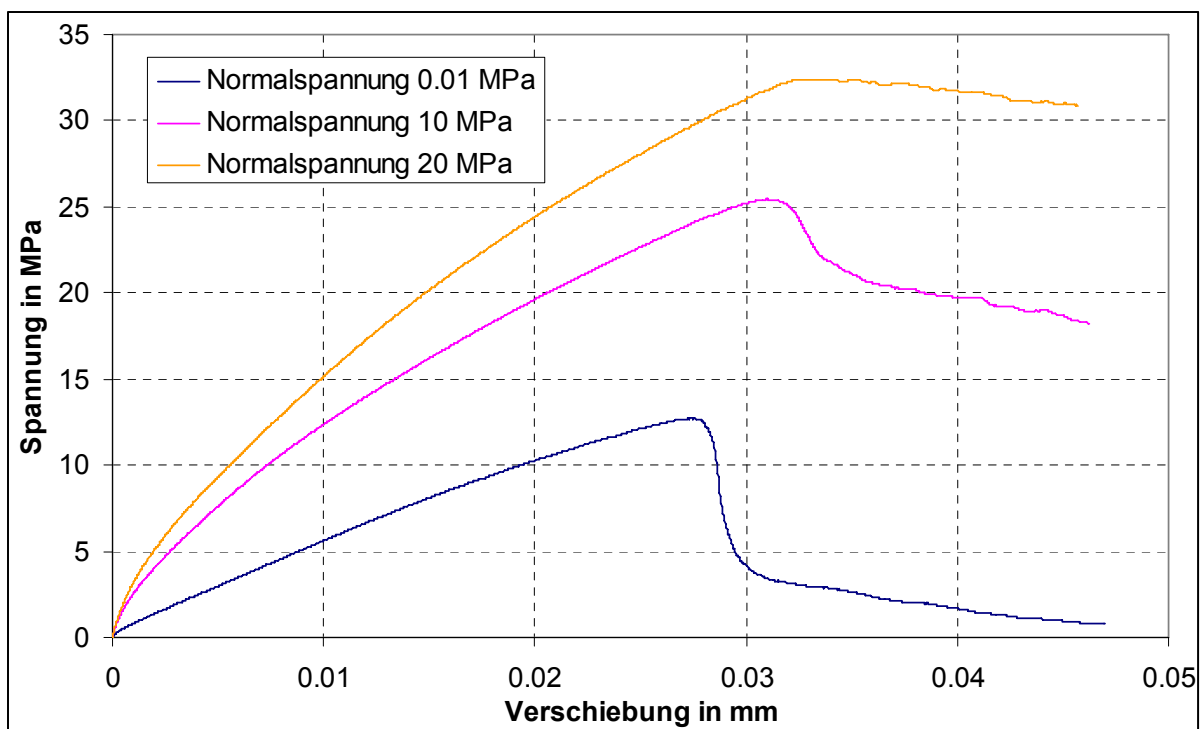


Abbildung 142: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Parallelbonds (Material 2/22)

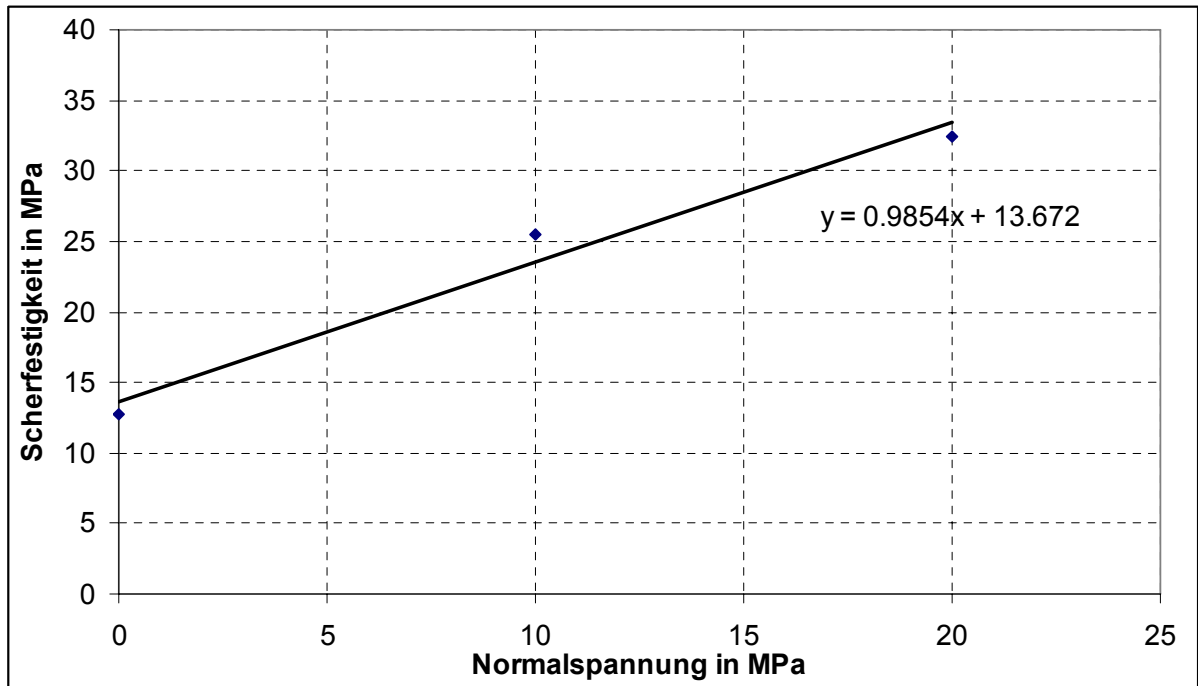


Abbildung 143: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Parallelbonds (Material 2/22)

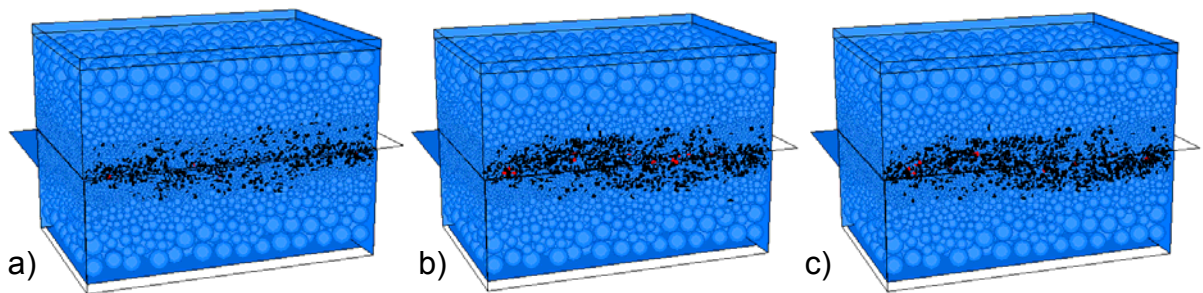


Abbildung 144: Simulation von Scherversuchen mit Parallelbonds (Material 2/22), Normalspannung: a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa; schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherisse

Auch unter Beachtung der Kornstruktur (Modelltyp 3) sind die simulierten Werte für Kohäsion und inneren Reibungswinkel relativ hoch ($c=15,1$ MPa, $\mu=1,30$, Reibungswinkel= $51,6^\circ$; Abbildung 145 - Abbildung 147).

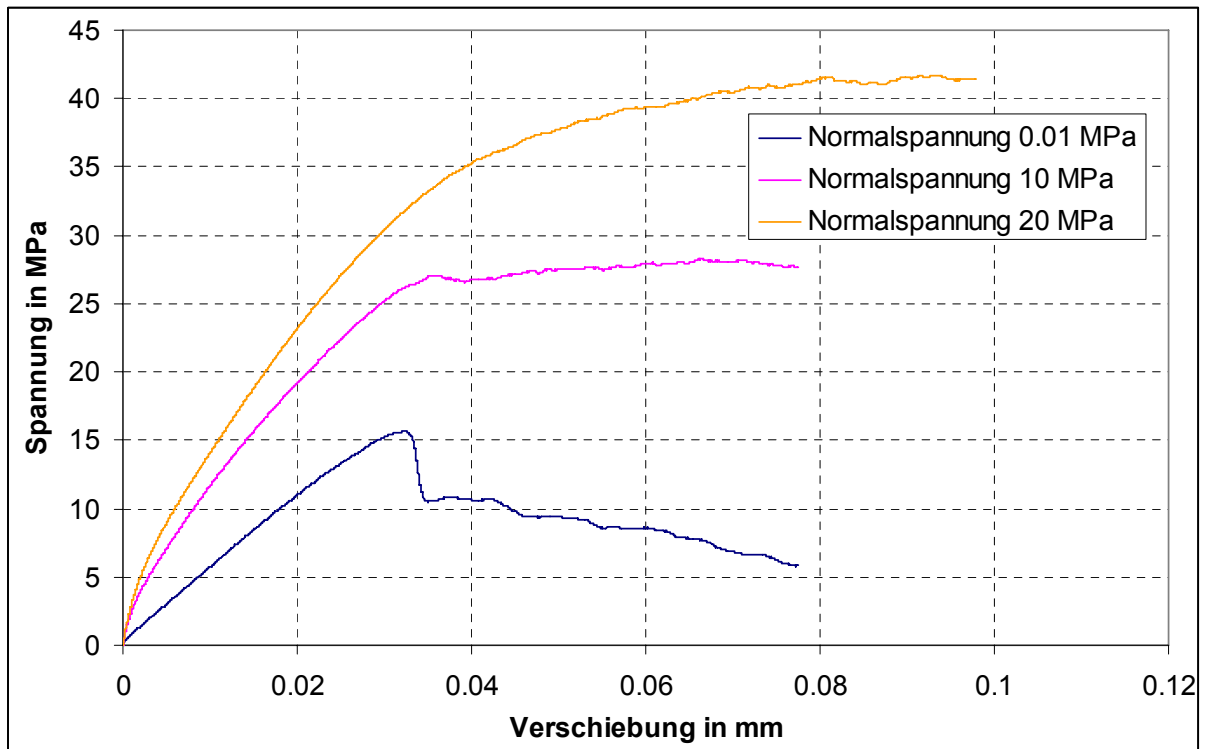


Abbildung 145: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur (Material 3/23)

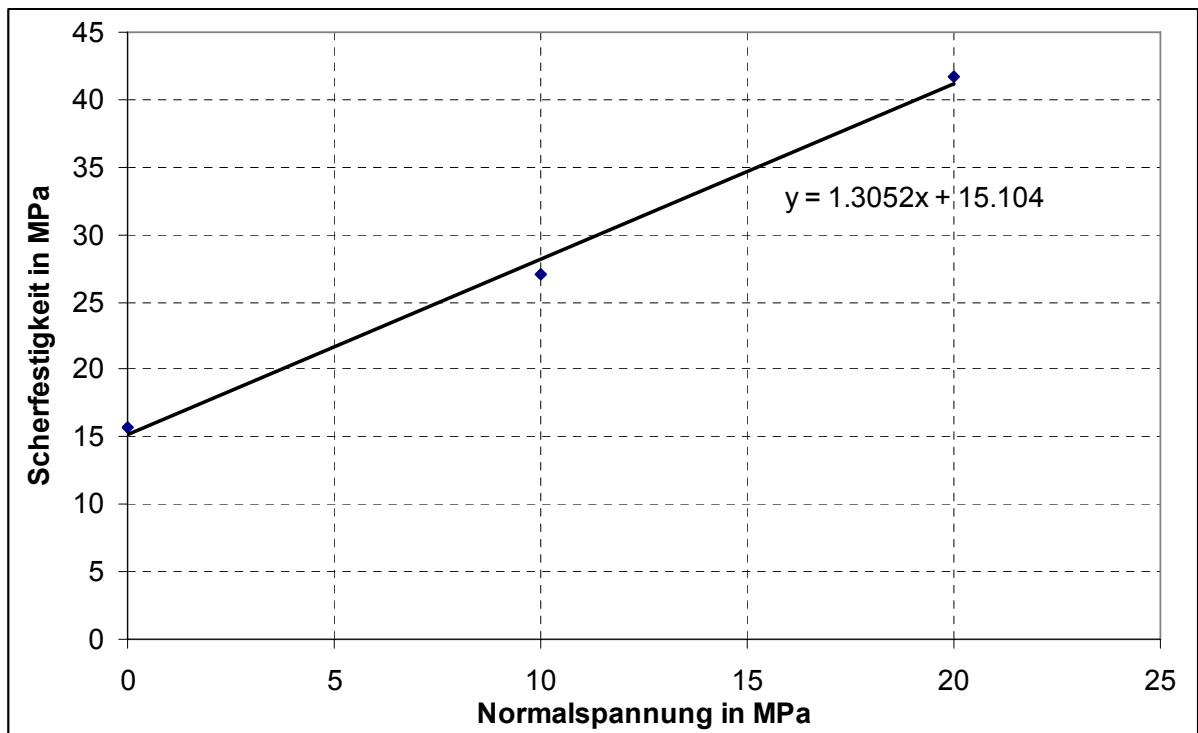


Abbildung 146: Schersfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur (Material 3/23)

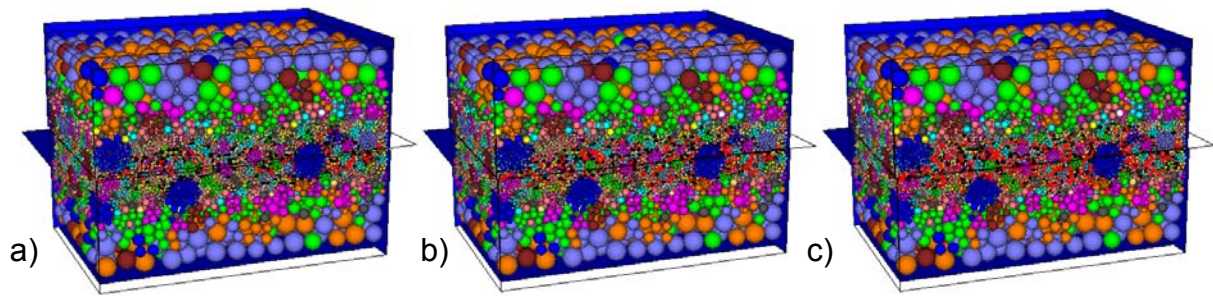


Abbildung 147: Simulation von Scherversuchen mit Kontaktbonds und einer Kornstruktur, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 3/23); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

Modelltyp 4 (Kornstruktur und Parallelbonds) liefert, wie Abbildung 148 und Abbildung 149 zeigen, ebenfalls hohe Werte für Kohäsion und Reibungswinkel ($c=14,05$ MPa, $\mu=1,24$, Reibungswinkel= $51,1^\circ$).

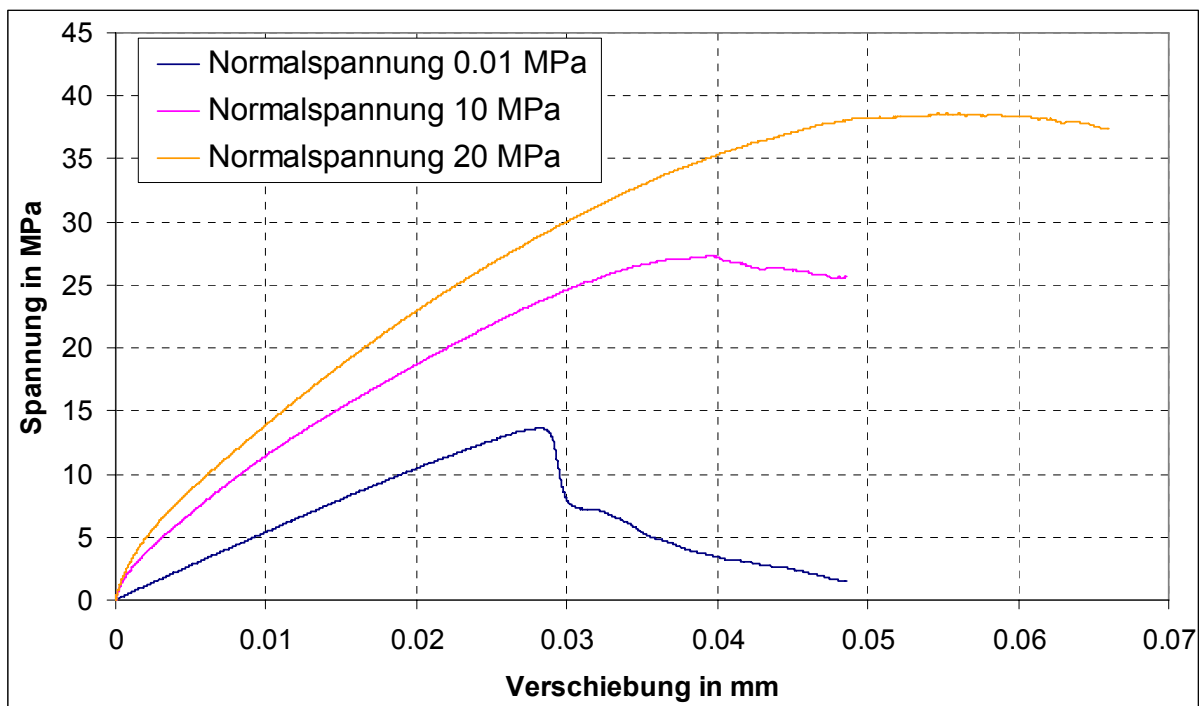


Abbildung 148: Scherspannung über den Scherweg bei verschiedenen Normalspannungen bei der Simulation mit Parallelbonds und einer Kornstruktur (Material 4/31)

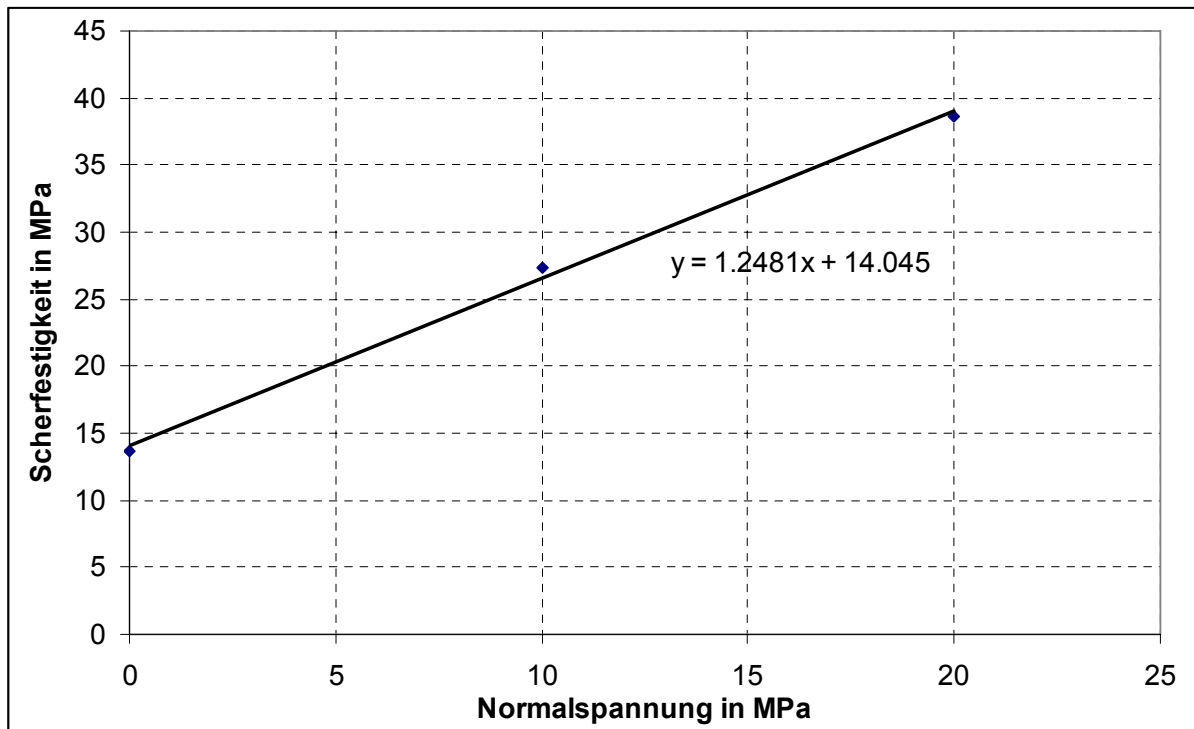


Abbildung 149: Scherfestigkeit über die Normalspannung bei der Simulation mit Parallelbonds und einer Kornstruktur (Material 4/31)

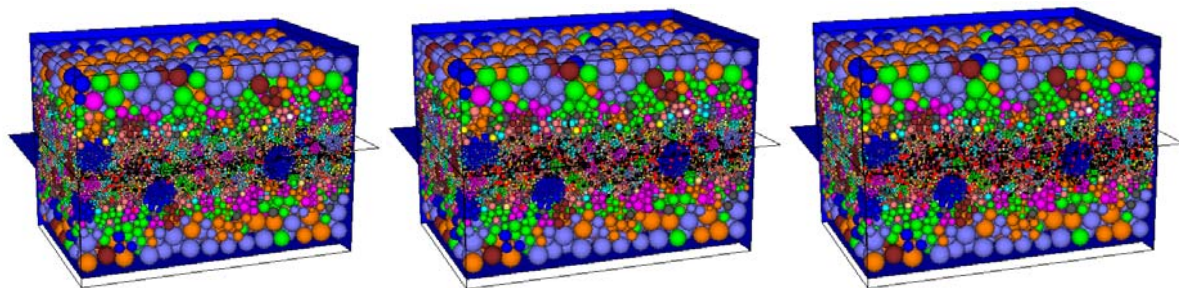


Abbildung 150: Simulation von Scherversuchen mit Parallelbonds und einer Kornstruktur, Normalspannung a) 0,01 MPa, b) 10 MPa, c) 20 MPa (Material 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse

5.3.4 Kalibrierung an Stanzversuchen

Eine hervorragende Möglichkeit, das Bruchverhalten in der Simulation mit dem im Labor zu vergleichen, ist die Simulation von Stanzversuchen. Zunächst wurde in Proben mit einem Durchmesser von 3 cm und einer Höhe von 6 cm in einer Druckprüfmaschine ein Keil ($\alpha=90^\circ$) eingestanzt. Abbildung 151a zeigt, dass die meisten der Proben in der Mitte gespalten wurden. Ein Riss zur Seite trat nur einmal auf (Abbildung 151b). Die Kraft steigt zunächst und fällt nach dem Maximum wieder ab, ohne dass ein sichtbarer Riss auftritt (Abbildung 152). Die Maximalkraft beträgt bei den 5 Versuchen im Mittel 3,15 kN. Erst im weiteren Verlauf, wenn sich die Kraft auf einem niedrigeren Niveau eingependelt hat, kommt es zu einem sichtbaren Riss.

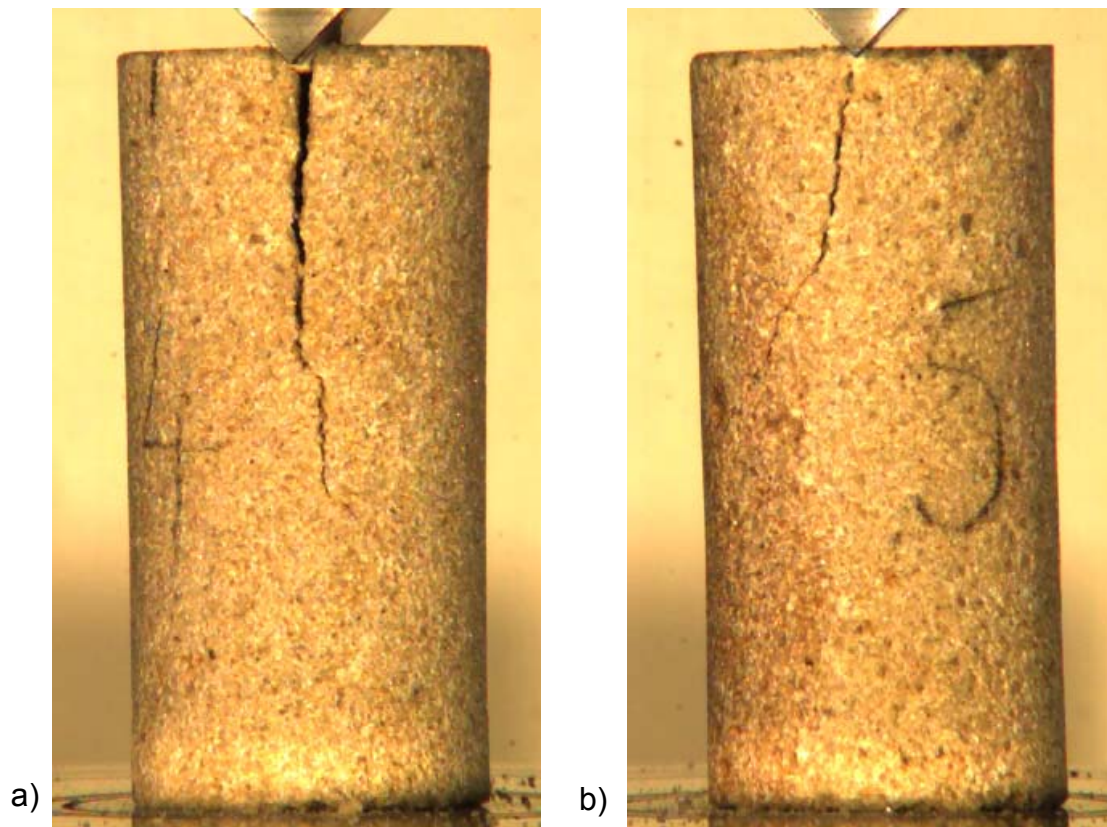


Abbildung 151: Stanzversuche im Labor

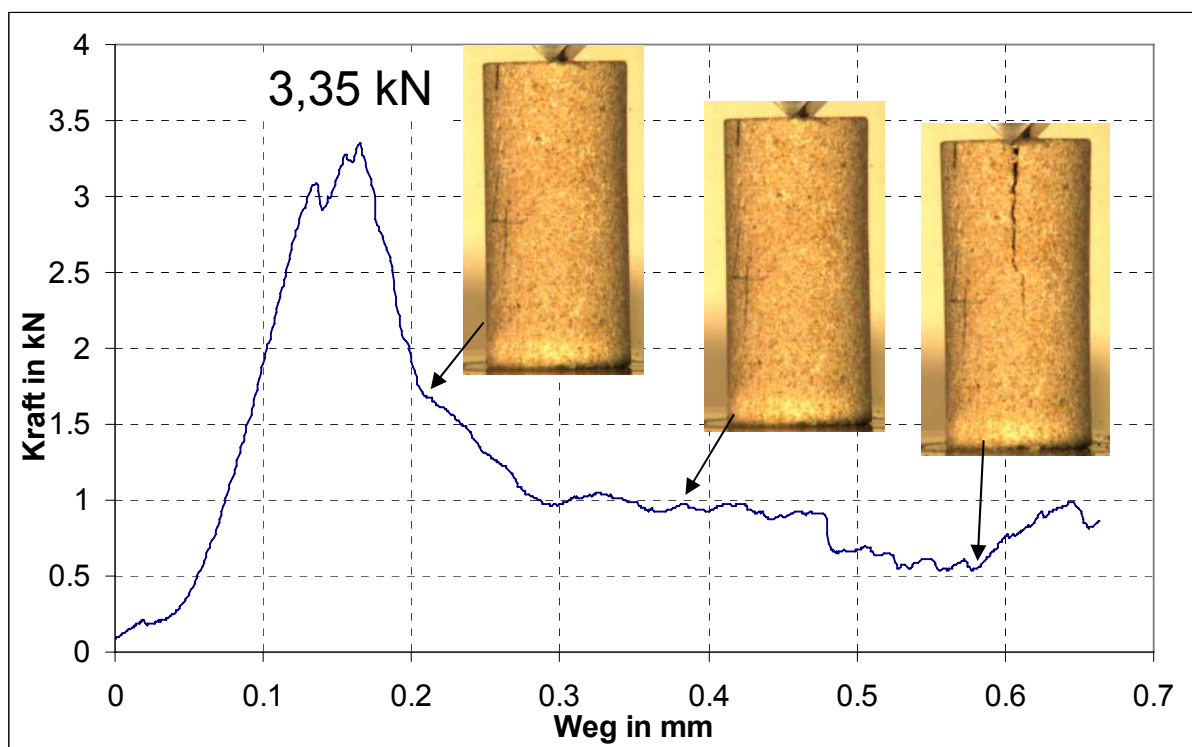


Abbildung 152: Kraftverlauf bei einem Stanzversuch im Labor

Bei der Simulation ist ein im Vergleich zum Labor völlig analoges Verhalten zu beobachten: Die Kraft steigt bei Verwendung von Kontaktbonds an, während es nur lokal unterhalb der Schneide zu kleinen Rissen kommt. Erst wenn die Kraft wieder auf einen niedrigeren Wert abgesunken ist, bildet sich langsam ein makroskopischer Riss aus (Abbildung 154).

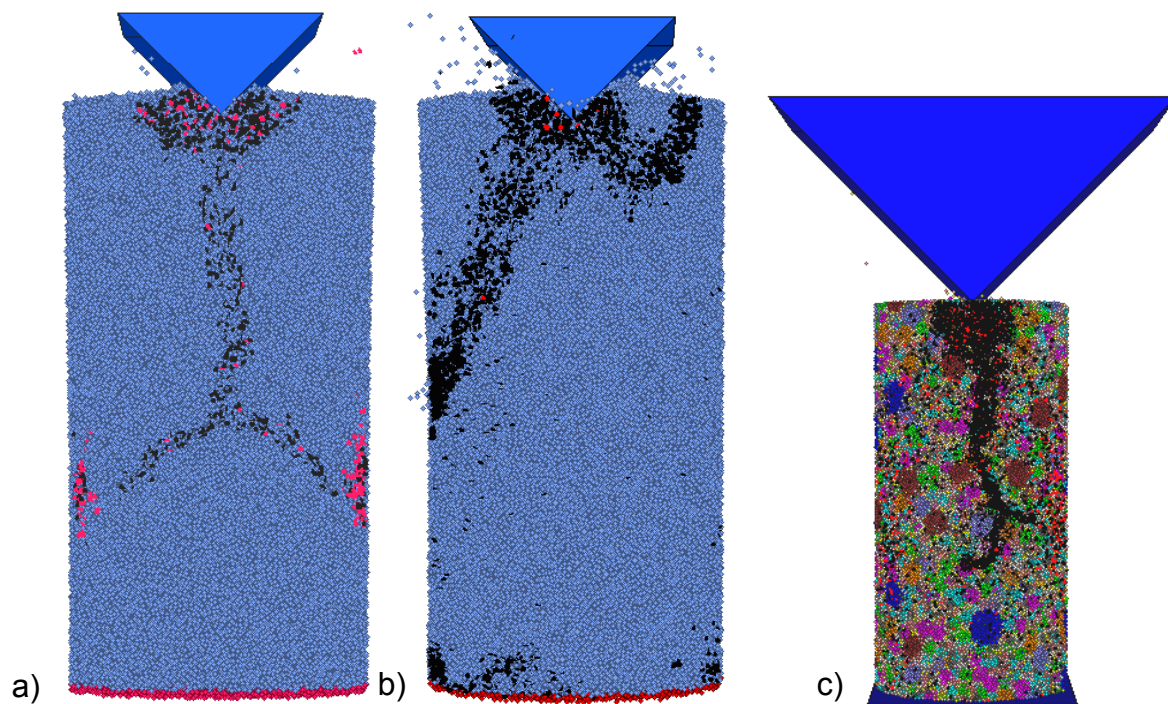


Abbildung 153: Stanzversuche a) mit Kontaktbonds, Maximalkraft 3,0 kN (Material 1/9), b) Parallelbonds, 50 % der Verbindungen normalfestigkeitsreduziert, max. 2,0 kN (Material 2/13), c) Parallelbonds und Kornstruktur, max. $3 \times 0,745$ kN (Material 4/31)

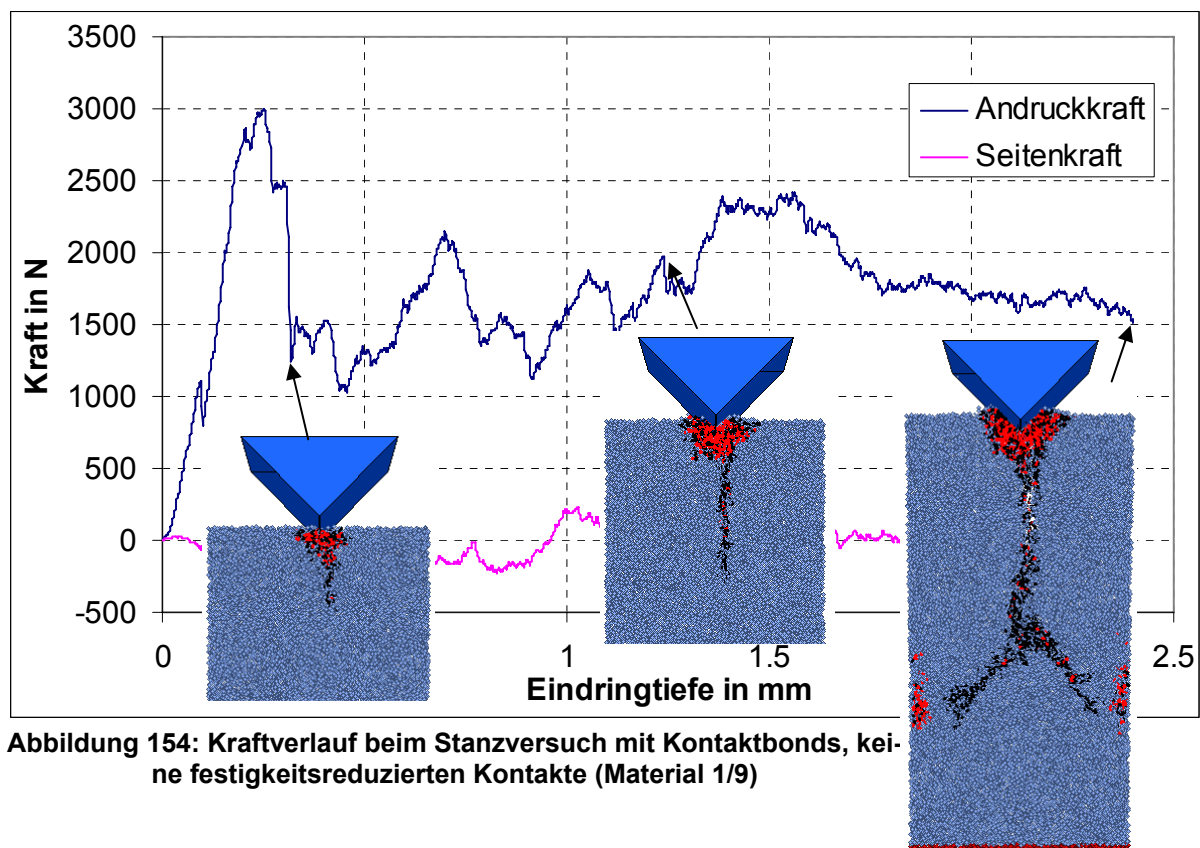


Abbildung 154: Kraftverlauf beim Stanzversuch mit Kontaktbonds, keine festigkeitsreduzierten Kontakte (Material 1/9)

Das Rissmuster des Versuchs mit Parallelbonds (50 % festigkeitsreduziert) und die Kräfte (Abbildung 155) ähneln dem ursprünglichen Kontaktbondmodell und damit dem Experiment.

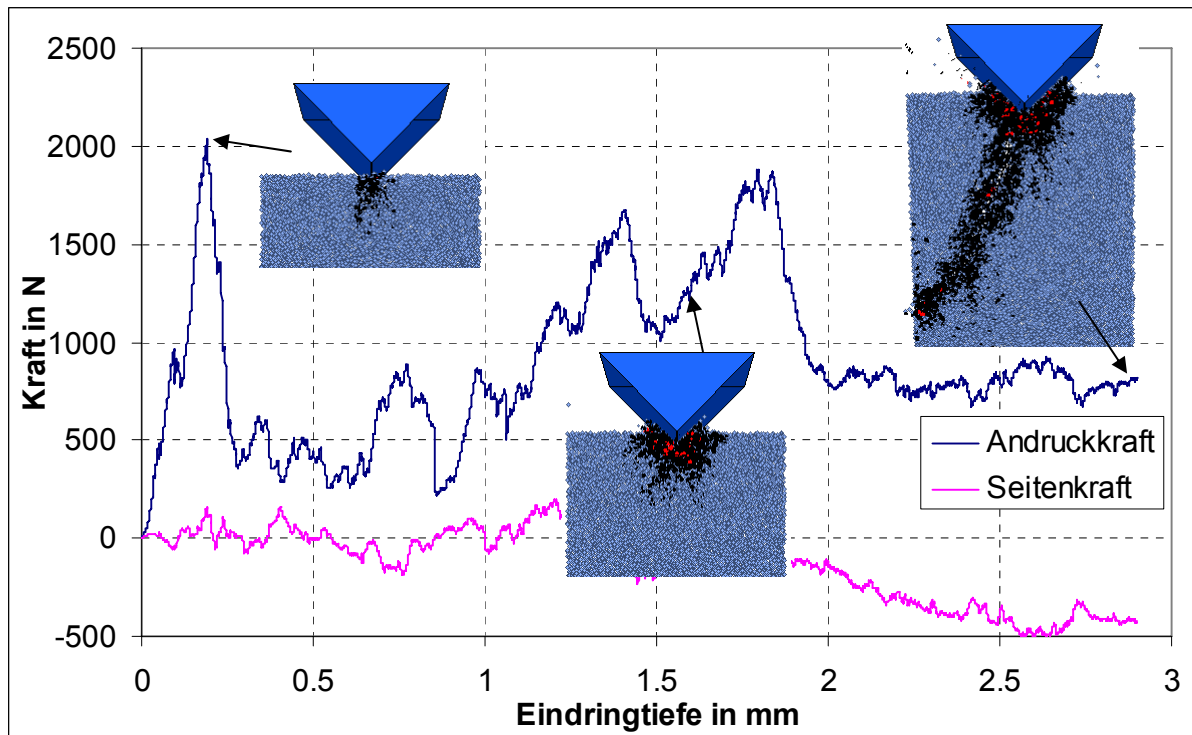


Abbildung 155: Kräfte beim Stanzversuch mit Parallelbonds, 50 % der Kontakte normalfestigkeitsreduziert (Material 2/13)

Der Unterschied zum Versuch ist, dass eine wesentlich höhere Eindringtiefe notwendig ist, um dasselbe Rissmuster zu erreichen.

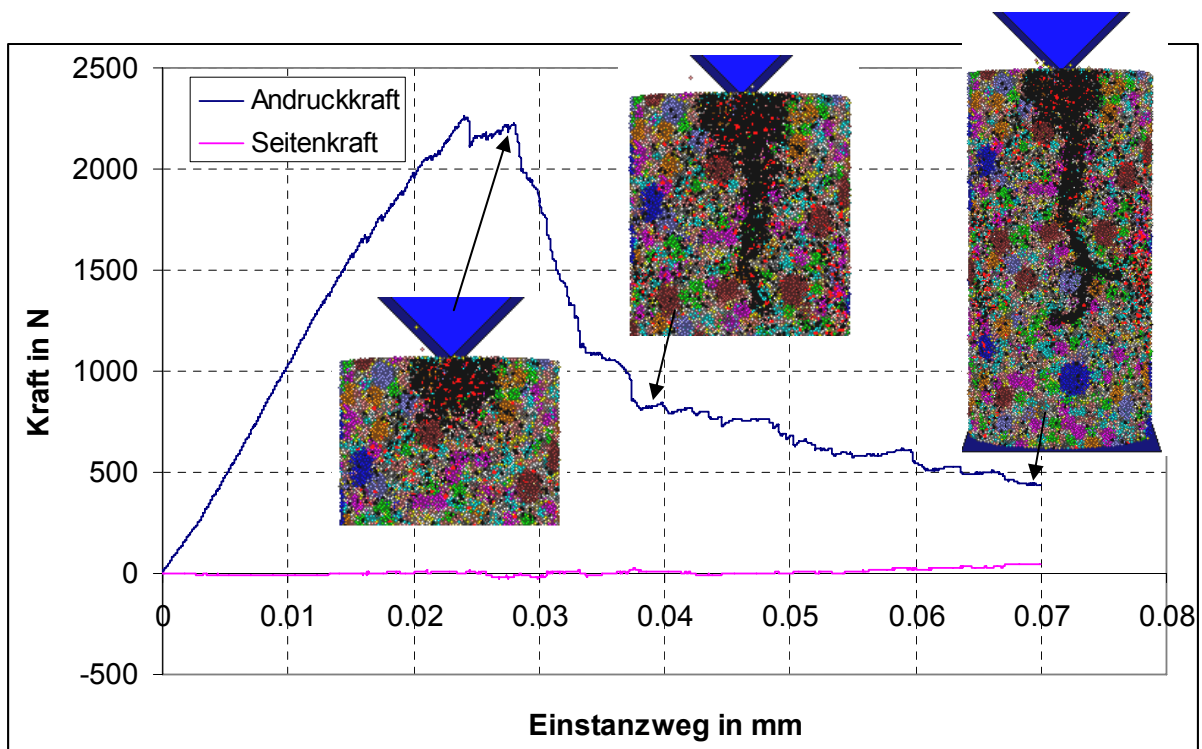


Abbildung 156: Stanzversuch mit Parallelbonds und Kornstruktur; Kraft ist verdreifacht, da Probendurchmesser nur 1/3 des realen Durchmessers (Material 4/31)

In Abbildung 156 ist die Simulation mit Parallelbonds und einer Kornstruktur (Modelltyp 4) gezeigt. Da die Probe eine feinere Partikelgröße hat ($D=0,2\text{ mm}$), musste der Probendurchmesser für eine akzeptable Rechenzeit durch drei geteilt werden. Entsprechend wurden die Kräfte im Diagramm verdreifacht. Man erkennt auch hier, dass sich ein makroskopischer Riss erst ausbildet, nachdem die Kraft das Maximum überschritten hat.

5.3.5 Schlussfolgerungen aus der Kalibrierung

Ziel der Kalibrierungsversuche war es, aus relativ einfachen und aussagefähigen Laborversuchen die Parameter für die Partikelmodelle abzuleiten. Qualitativ gelang dies für alle durchgeführten Tests: einaxialer Druckversuch, einaxialer Zugversuch, Scherversuch und Stanzversuch. Quantitativ gelang dies weitgehend, aber nicht vollständig. Wenn man von der korrekten Kalibrierung an einaxialen Druck- und Stanzversuch ausgeht, so traten Abweichungen für die einaxialen Zugfestigkeiten und Scherfestigkeiten auf. Insbesondere das Verhältnis von einaxialer Druckfestigkeit zu Zugfestigkeit war meist zu klein und die ermittelte Kohäsion war bei gut abgeglichenem Reibungswinkel zu hoch. Wie schon durch Baumgarten & Konietzky [2010] und Stahl & Konietzky [2011] beschrieben, ist die Abbildung einer realistischen Kornform im Partikelmodell notwendig, um realistische Zugfestigkeiten zu erreichen.

Der Stanzversuch bildet die bei der drückenden und schlagenden Gesteinszerstörung auftretenden bruchmechanischen Prozesse am besten ab. Der Datensatz 4/31 führte zur erfolgreichen Kalibrierung des Stanzversuches und erbrachte ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung mit den laborativen Bohr- und Schneidversuchen (siehe Kapitel 5.4 und 5.5).

Es wird daher folgende Vorgehensweise für die Kalibrierung empfohlen:

- Schritt 1: Feinkalibrierung von Steifigkeit und Druckfestigkeit am einaxialen Druckversuch sowie Grobkalibrierung von Zugfestigkeit
- Schritt 2: Feinkalibrierung am Stanzversuch

Beide Versuchsarten sind laborativ sehr einfach an konventionellen einaxialen Druckprüfmaschinen durchführbar und verlangen nur relativ kleine Probenabmessungen.

Die numerischen Modelle sind adäquat zu den Laborversuchen aufzubauen, wobei geschwindigkeitsgesteuerte Wandelemente für die Druckplatten bzw. den Stanzkeil verwendet werden.

5.4 Simulation von Schneidversuchen

5.4.1 Laborversuche

Es wurden Schnittversuche am Linearprüfstand des Fachgebiets „Trennende und Fügende Fertigungsverfahren“ der UNI Kassel durchgeführt. Der Prüfstand besteht aus acht Hauptbaugruppen: Maschinengestell, Steuerungstechnik, Lineareinheit mit Werkstückaufnahme, Werkzeughalter mit Zustelleinheit, 3-Komponenten Dynamometer und Messrechner, Luftkühlung sowie Absaugvorrichtung. Dieser Prüfstand ermöglicht es, Schnittversuche mit einer Geschwindigkeit von bis zu 9 m/s vollautomatisiert durchzuführen. Parameter wie Startposition, Schnittgeschwindigkeit, Zustellung (Schnitttiefe) pro Zyklus und Anzahl der Zyklen werden über die Steuerung definiert. Das 3-Komponenten Dynamometer ermöglicht die getrennte Messung von Schnitt-,

Vorschub- und Passivkraft in einem Bereich von ± 10 kN. Die Messdaten werden mit der Software „DIAdem“ aufgezeichnet.

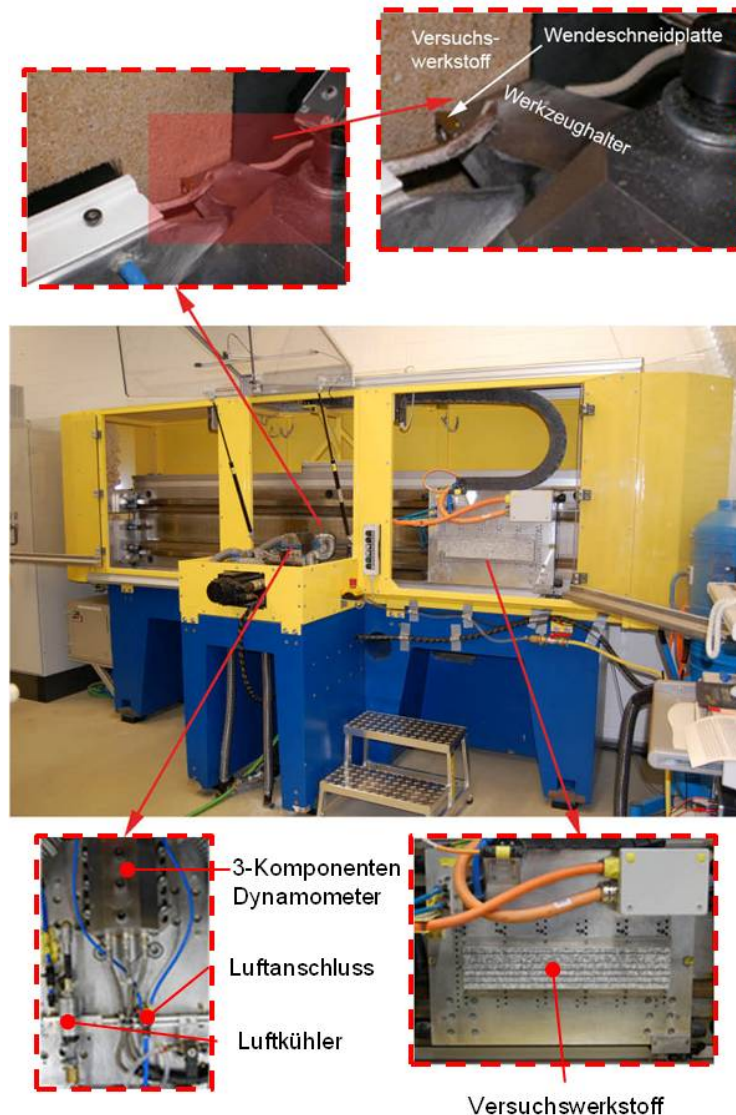


Abbildung 157: Linearprüfstand an der UNI Kassel

Als Schneidelement kommt eine handelsübliche Wendeschneidplatte mit einer Kantenlänge von 1 cm zum Einsatz. Diese ist in die vorhandene Werkzeugaufnahme eingespannt. Die Werkstoffprobe (Postaer Sandstein) wird auf einer linear geführten Montageplatte ausgerichtet und verschraubt. Während sich die Werkstoffprobe in der Ausgangsstellung befindet, wird die Wendeschneidplatte mit einer Wiederholgenauigkeit von $1\text{ }\mu\text{m}$ zugestellt. Nach der Zustellung wird die Werkstoffprobe mit der gewählten Geschwindigkeit an dem feststehenden Werkzeug vorbeigeführt, so dass das Werkzeug im Orthogonalschnitt zerspannt. Während der Versuche wird das Schneidelement mit kalter Druckluft gekühlt und das Bohrklein abgesaugt. Anhaften des Bohrklein kann sich somit nicht im Schnittkanal absetzen und zu erhöhter Belastung der Wendeschneidplatte führen. In Tabelle 15 sind die wichtigsten Versuche aufgelistet.

Tabelle 15: Durchgeführte Versuche am Schneidprüfstand

Versuch	Schnittzyklen	Schnittgeschw. [m/s]	Wende-schneidplatte	Zustellung (Schnitttiefe) [mm]	Gestein
2	15	0,1	gebraucht	0,1	Sandstein
3	10	0,1	gebraucht	0,4	Sandstein
4	5	0,1	gebraucht	1	Sandstein
5	3	0,1	gebraucht	2	Sandstein
6	15	1	gebraucht	0,1	Sandstein
7	10	1	gebraucht	0,4	Sandstein
8	5	1	gebraucht	1	Sandstein
9	3	1	gebraucht	2	Sandstein
10	15	0,1	neu	0,1	Sandstein
11	10	0,1	neu	0,4	Sandstein
12	5	0,1	neu	1	Sandstein

Abbildung 158 zeigt einen beispielhaften Kraftverlauf bei der 2. Überfahrt durch dieselbe Rille bei einer Zustellung (Schnitttiefe) von 1 mm in Postaer Sandstein (Versuch 12).

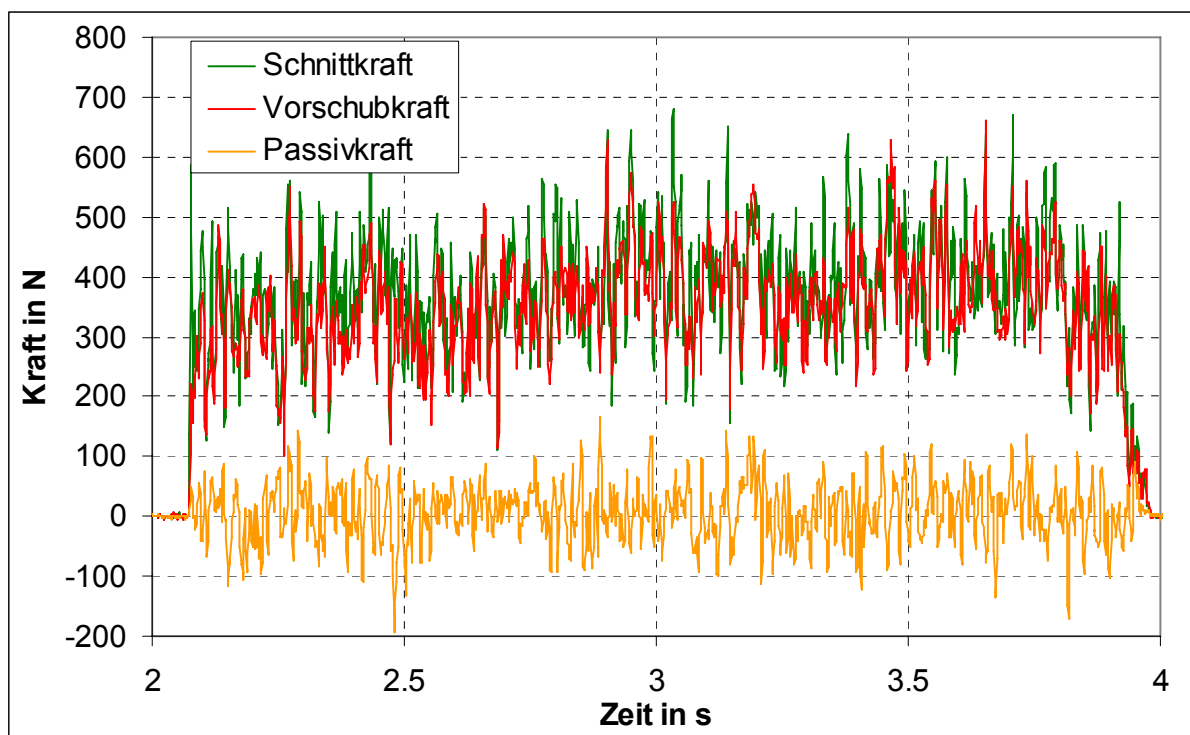


Abbildung 158: Versuch 12: Kraftverlauf bei einer Schnitttiefe von 1 mm, 2. Überfahrt, Schnittgeschwindigkeit 0,1 m/s, Postaer Sandstein

Von diesen Kräften wurden die Mittelwerte gebildet und über den gesamten, bisher überfahrenen Schnittpfad aufgetragen (Abbildung 159 und Abbildung 160). Eine Überfahrt über die Platte entspricht 20 cm. Man erkennt, dass die Kräfte speziell bei neuen Wendschneidplatten anfangs von Überfahrt zu Überfahrt recht stark und später immer langsamer ansteigen, weil die anfangs scharfe Platte verschleißt.

Je größer die Schnitttiefe, desto höher die Kräfte. Bei gebrauchten Wendschneidplatten sind die Kräfte höher, da sie schon leicht verschliffen sind. Erhöht man die Geschwindigkeit von 0,1 m/s auf 1 m/s, so sinkt die Kraft teilweise, teilweise

steigt sie. Die verschlissene Platte wurde erzeugt, indem sie 5x bei einer Schnitttiefe von 1 mm und 10 x mit 0,4 mm in Granit gefahren wurde.

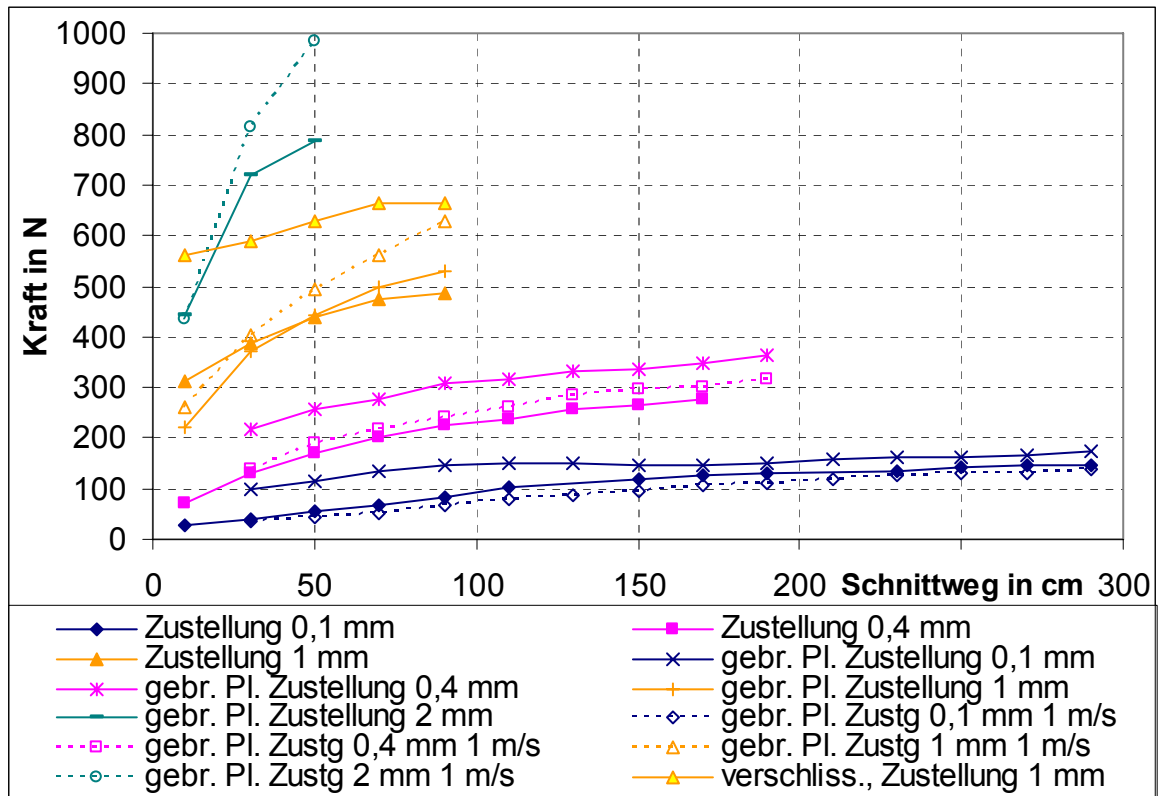


Abbildung 159: Schnitkräfte in Postaer Sandstein (gebr. Pl= gebrauchte Platte, Zustellung = Schnitttiefe), Geschwindigkeit 0,1 m/s (wenn nicht anders angegeben) bzw. 1 m/s

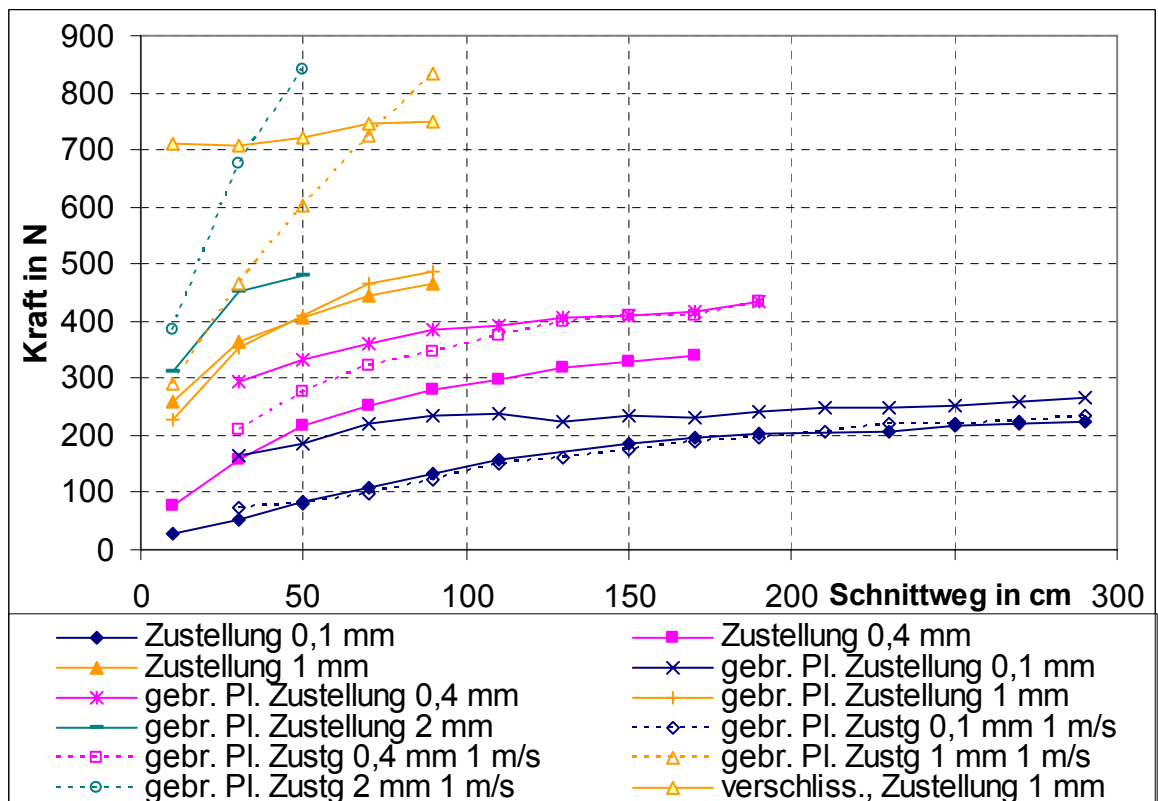


Abbildung 160: Vorschubkräfte in Postaer Sandstein (gebr. Pl= gebrauchte Platte, Zustellung = Schnitttiefe), Geschwindigkeit 0,1 m/s (wenn nicht anders angegeben) bzw. 1 m/s

In Abbildung 161 ist die Sandsteinoberfläche nach einem Bruch und nach einem Schnitt dargestellt. Man erkennt, wie die Körner im Sandstein beim Schnitt durchtrennt wurden.

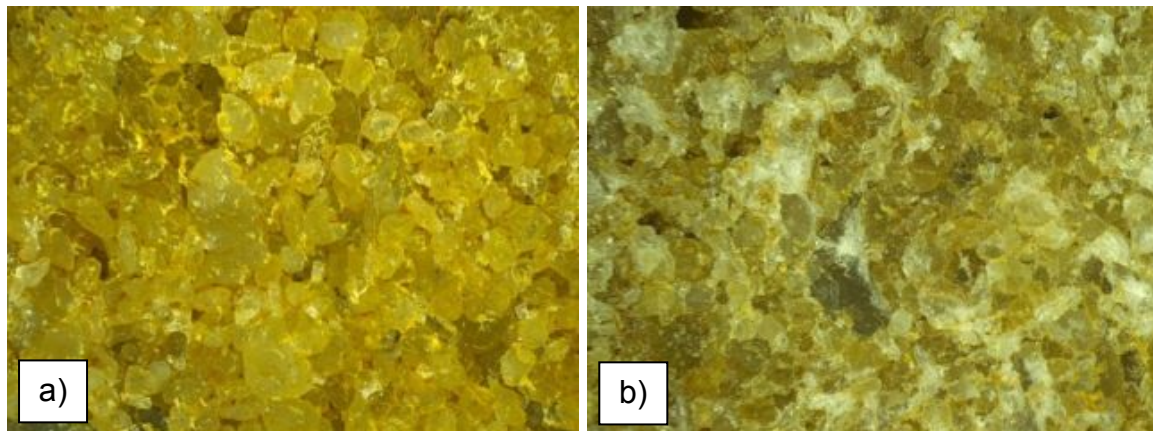


Abbildung 161: Sandsteinoberfläche a) nach einem Bruch b) nach einem Schnitt

5.4.2 Simulationen mit fünffachem Partikeldurchmesser

Grundlage der Simulationen bildet Laborversuch 12 (Zustellung 1 mm, 0,1 m/s). Die Wendepalte wurde durch Wandelemente abgebildet. Um Rechenzeit zu sparen, beträgt die Schneidgeschwindigkeit zunächst 4 m/s statt 0,1 m/s. Der Durchmesser der Partikel beträgt zunächst 1 mm, das entspricht dem fünffachen des minimalen Korndurchmessers im Sandstein. In Abbildung 162 ist das Rissmuster zu erkennen, in Abbildung 163 die Kräfte. Man erkennt, dass die Kräfte bei der 1. Überfahrt zu hoch sind und ab der 2. Überfahrt, da kaum noch Material abgetragen wird, zu niedrig sind. Die Vorschubkraft ist in den Simulationen von heftigen Ausschlägen und Abfällen gekennzeichnet, während sie in der Praxis gleichmäßiger verläuft.

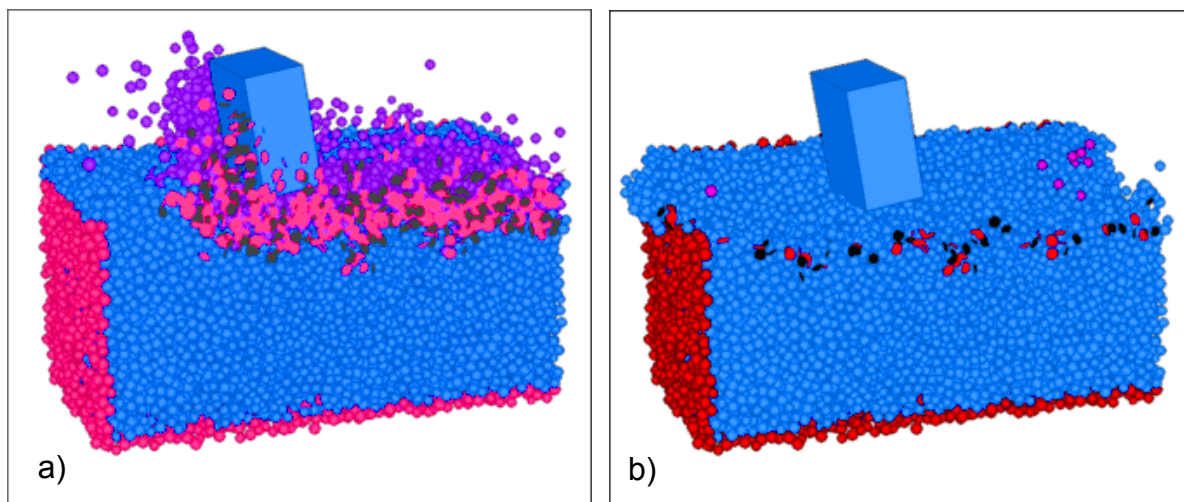


Abbildung 162: Simulation a) der 1. und b) der 2. Überfahrt, Modell mit Kontaktbonds (pink: Bohrklein), schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse (Simulation 1b3, Material 1/14)

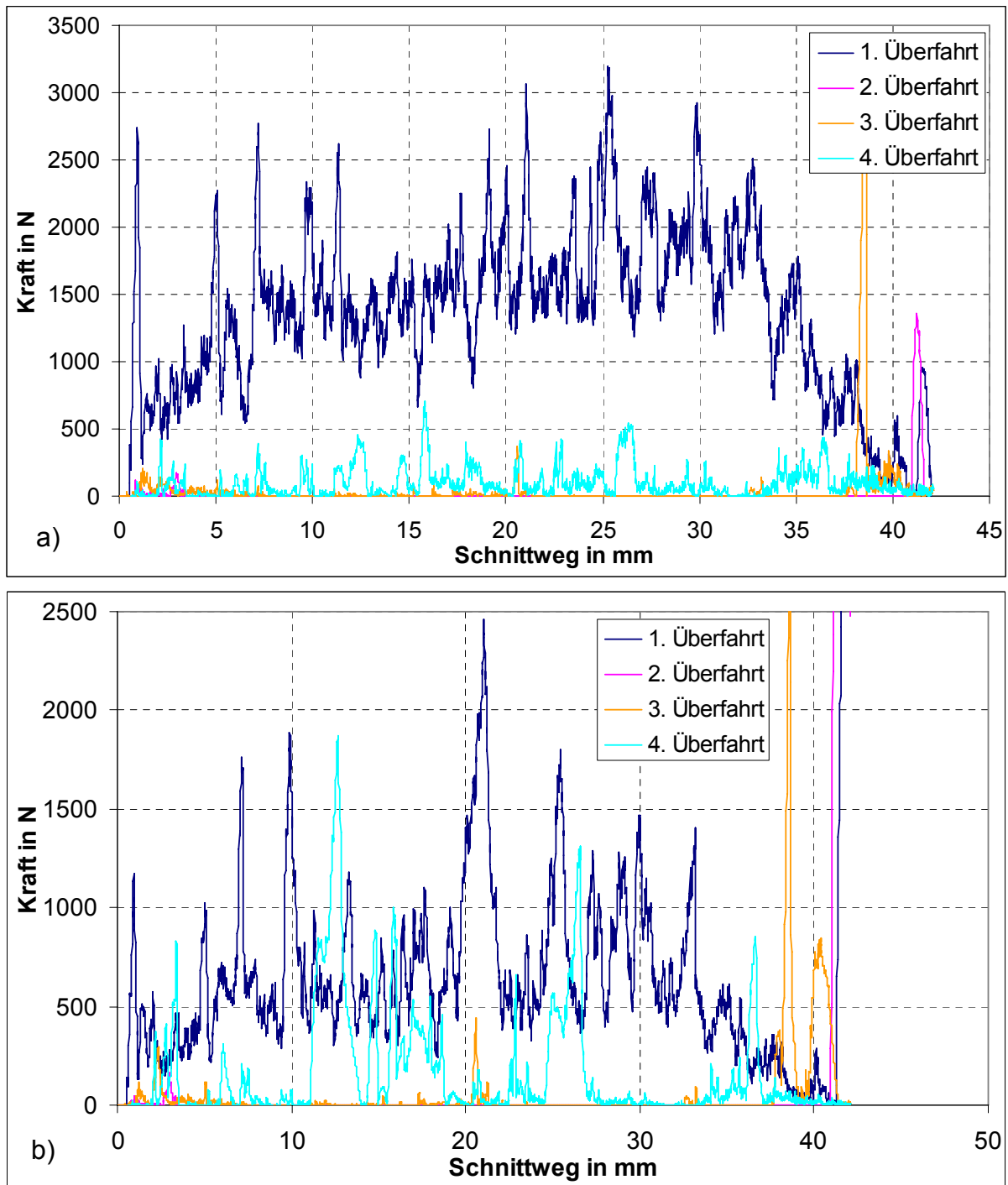


Abbildung 163: Kräfte bei der Simulation mit Kontaktbonds a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft, Schnitttiefe 1 mm, Simulationsgeschwindigkeit 4 m/s, Partikeldurchmesser 1 mm (Simulation1b3, Material 1/14)

In Tabelle 16 sind die Parameter der Simulationen dargestellt, in Abbildung 164 die Kräfte bei verschiedenen Simulationsgeschwindigkeiten. Dazu wurde der Schnittweg in 5 Intervalle zerlegt und der jeweilige Mittelwert der Kraft ins Diagramm eingetragen. Der blaue Bereich der Laborversuche in Abbildung 164 stimmt nicht mit den Kurven in Abbildung 159/ Abbildung 160 überein, da in Abbildung 164 noch feinere Mittelwerte für die Laborversuche von 1/5 der Wegstrecke von 20 cm gebildet wurden. Man erkennt, dass bei der Simulationsgeschwindigkeit von 4 m/s die Kräfte zu hoch sind (Sim 1b3). Mit niedrigerer Geschwindigkeit sinken die Kräfte (Sim1b3_I bis Sim1b3_III). Bei den beiden langsameren Simulationen stimmen die Kräfte mit

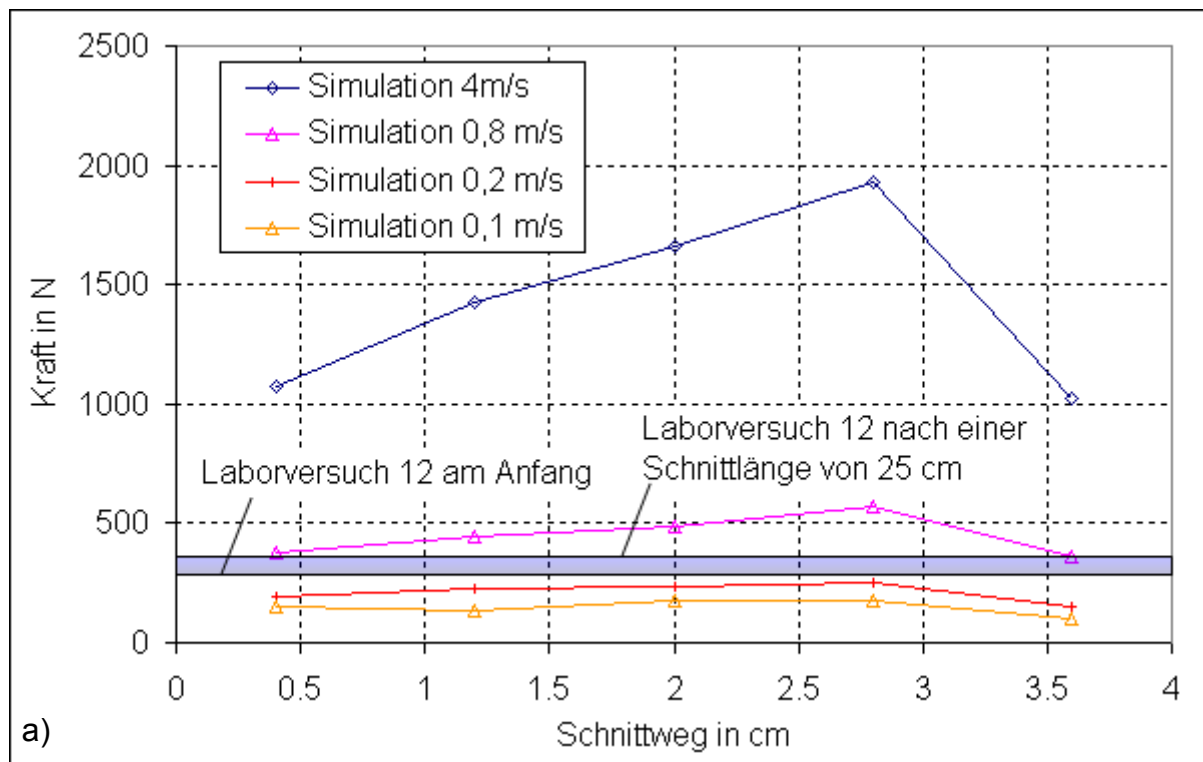
dem Experiment zumindest bei der ersten Überfahrt einigermaßen überein. Die Simulationsgeschwindigkeit sollte also 0,2 bis 0,8 m/s nicht überschreiten. In Abbildung 165 ist der Zusammenhang noch einmal dargestellt. Die Schnitt- und vor allem die Vorschubkraft sind weiterhin von heftigen Ausschlägen und Abfällen gekennzeichnet, außerdem sind die Kräfte bei der zweiten Überfahrt zu gering.

Tabelle 16: Parameter bei verschiedenen Simulationen

Versuch	Korngröße [mm]	Zustellung * [mm]	Bonds **	Material-Nummer	Geschw. [m/s]
Labor 12	0,2 - 2	1			0,1
Sim 1b3	1	1	KB	1/14	4
Sim 1b3_I	1	1	KB	1/14	0,8
Sim 1b3_II	1	1	KB	1/14	0,2
Sim 1b3_III	1	1	KB	1/14	0,1
Sim 2b	1	1	PB	2/16	4
Sim 3b	1	1	KB, Kornstr.	3/19	4

*) Zustellung =Schnitttiefe

**) KB=Kontaktbond, PB=Parallelbond



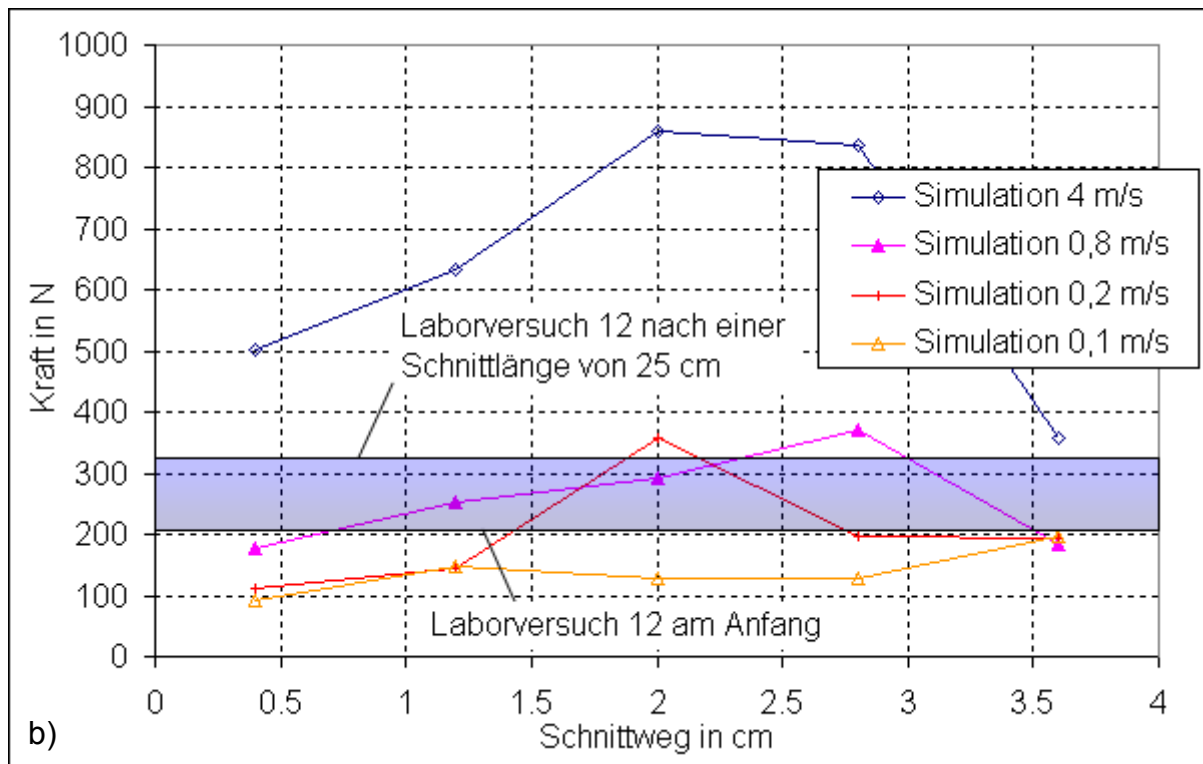


Abbildung 164: a) Schnitt- und b) Vorschubkräfte bei der Simulation der ersten Überfahrt bei verschiedenen Schnittgeschwindigkeiten (Simulation 1b3, 1b3_I, 1b3_II und 1b3_III, Material 1/14)

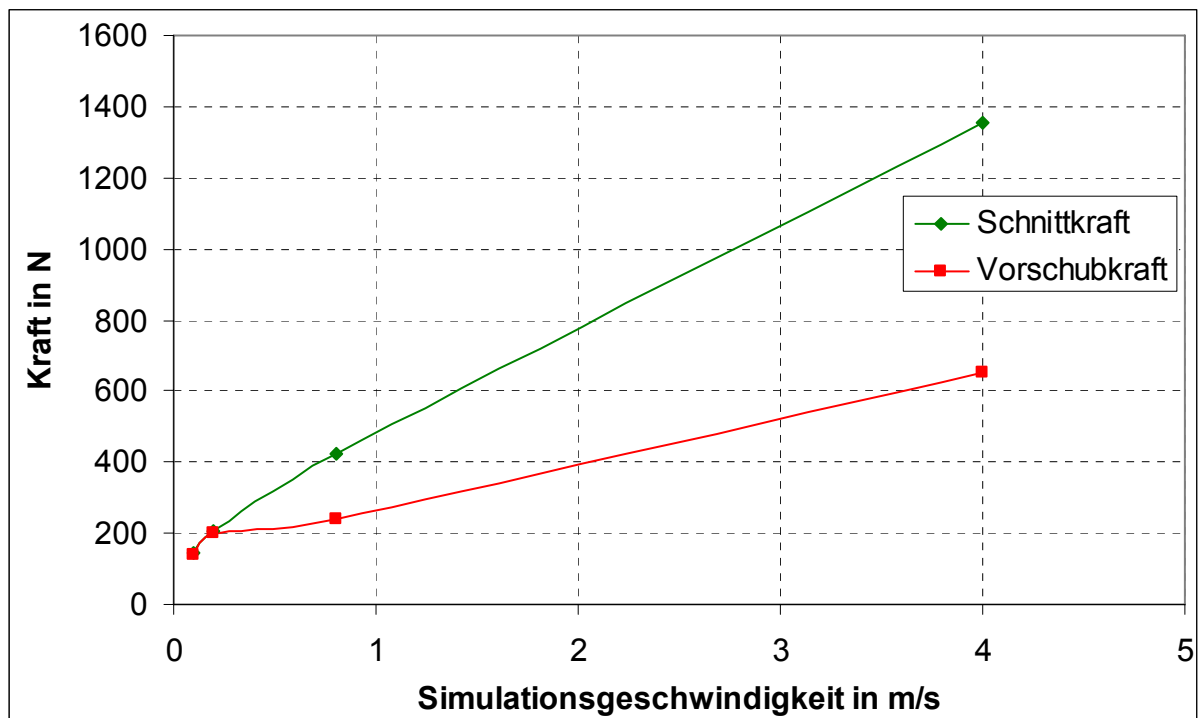


Abbildung 165: Mittlere Kraft bei verschiedenen Simulationsgeschwindigkeiten (Simulation 1b3, 1b3_I, 1b3_II und 1b3_III, Material 1/14)

Bei Verwendung von Parallelbonds (Material 2/16) treten ähnliche Probleme auf: Die Kräfte sind ab der zweiten Überfahrt zu niedrig. Hier haben 50 % der Kontakte in Normalenrichtung nur $\frac{1}{4}$ der Scherfestigkeit und das Verhältnis aus Druck- zu Zug-

festigkeit beträgt 10. Auch das Einfügen einer Kornstruktur nützt wenig. Hier ist die Steifigkeit innerhalb eines Kornes verfünffacht und die Festigkeit verdoppelt. In Abbildung 166 sind die Kräfte bei der ersten Überfahrt mit einer Simulationsschwindigkeit von 4 m/s dargestellt. Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Modelltypen sind gering.

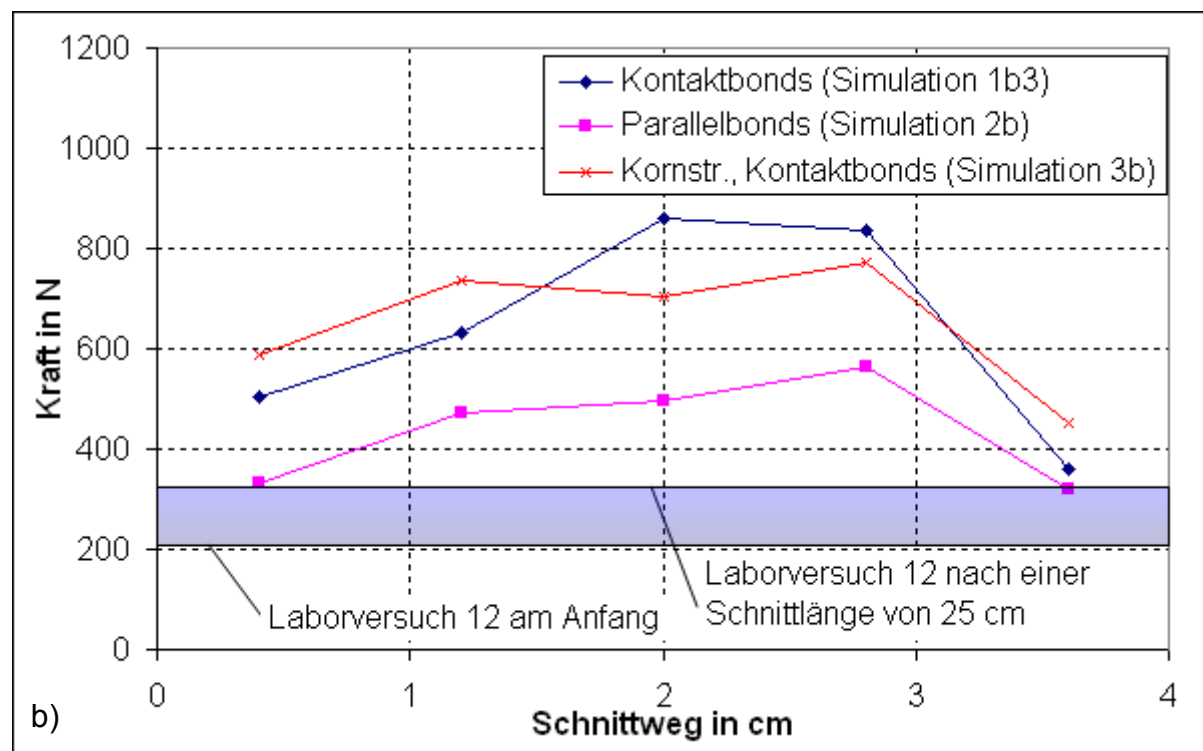
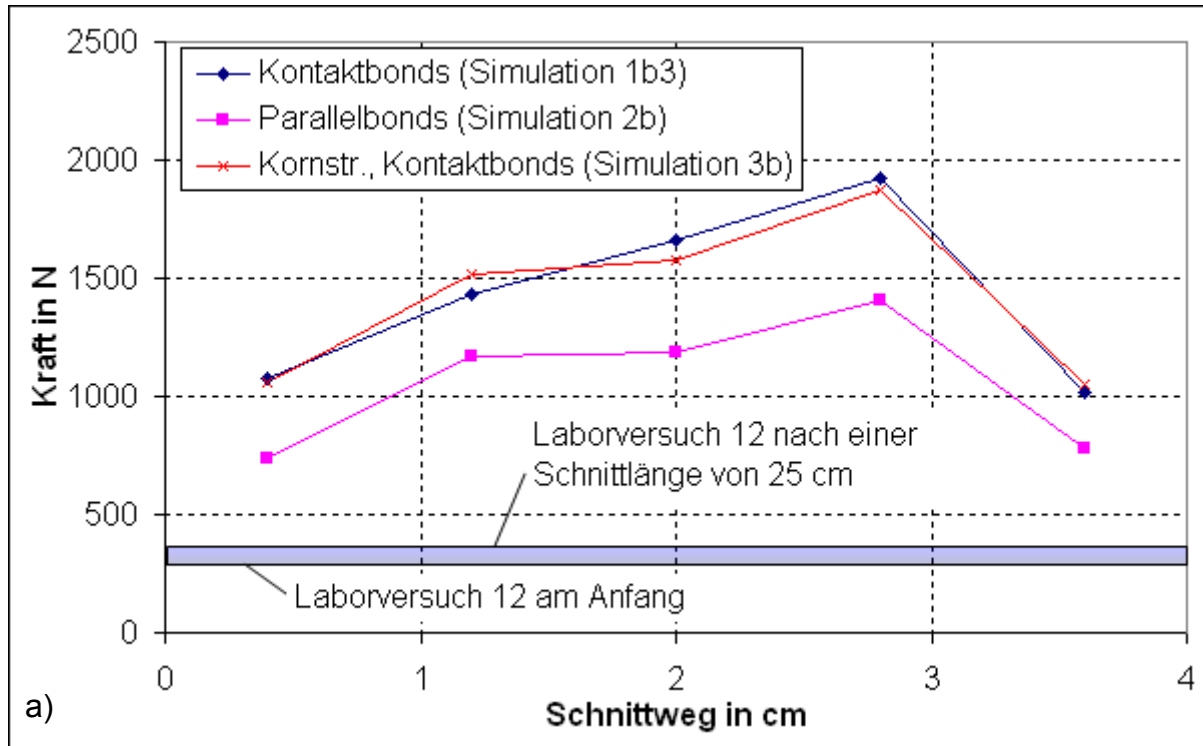


Abbildung 166: Vergleich des Laborversuches mit verschiedenen Simulationen a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft (Sim. 1b3: Material 1/14, Sim. 2b: Material 2/16, Sim 3b: Material 3/19)

5.4.3 Simulation mit der Originalkorngröße

Des Weiteren wurden Simulationen mit feinerem Material durchgeführt: Der Korndurchmesser beträgt nur noch 0,2 mm und ist damit so hoch wie das feinste Korn im Originalsandstein. Damit die Rechenzeit nicht zu hoch wird, wird diese feine Korngröße nur im Bereich unter der Schneide verwendet, mit größerem Abstand steigt die Korngröße. Außerdem wird nur für eine Länge von 1 cm simuliert. Beim Versuch beträgt die Länge der Platte dagegen 20 cm.

Störend ist die Zahl der Partikel, die trotz einer Vorspannung von 0,1 MPa keine Kontakte zu Nachbarn haben (Floater). Daher werden die Partikel, die weniger als 4 Kontakte zu Nachbarn haben, vorsichtig „aufgeblasen“, bis deren Zahl bei unter 1 % liegt. Die dadurch entstehenden zusätzlichen Kräfte sind niedriger als die durchschnittlichen Kontaktkräfte. Abbildung 167 zeigt die Verteilung der Koordinationszahlen vor und nach der Floatereliminierung. Die Koordinationszahl eines Partikels ist die Anzahl der Nachbarpartikel, zu denen es Kontakte hat.

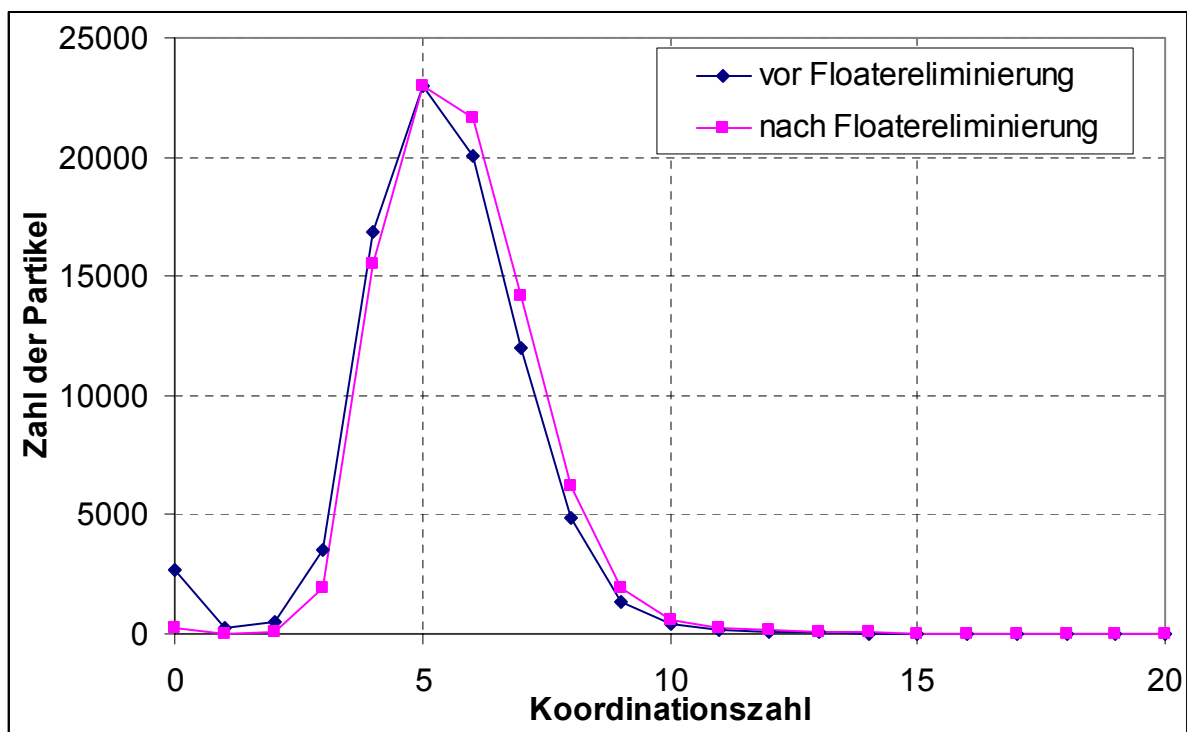


Abbildung 167: Koordinationszahlen vor und nach der Floatereliminierung

In Tabelle 17 sind die durchgeführten Simulationen aufgelistet. Die Partikelgröße betrug jeweils 0,2 mm, die Simulationsgeschwindigkeit 0,8 m/s und der Spanwinkel $-9,4^\circ$, wenn nicht anders angegeben.

Tabelle 17: Parameter verschiedener Simulationen

Simulation	Zustellung [mm]	Bonds	Bohrkleinentfernung	Anmerkungen
Sim 1e	1	KB	außerhalb des Modells	
Sim 1g	1	KB	außerhalb	wie 1e, jedoch Meißelsteifigkeit 1/100
Sim 1i	1	KB	außerhalb	wie 1e, jedoch viskose Dämpfung
Sim 2e	1	PB	außerhalb	Steifigkeit Kontakt: PB → 50:50

Simulation	Zustellung [mm]	Bonds	Bohrkleinentfernung	Anmerkungen
Sim 3e	1	KB,Kornstr.	außerhalb	
Sim 4k	1	PB,Kornstr.	außerhalb	Gaußverteilung der Kontaktfestigkeit Steifigkeit Kontakt: PB → 0:100
Sim 4k1	1	PB,Kornstr.	ü. Probenoberfläche	wie 4k, Löschen des Bohrkleins nach jeder Speicherung (30x in 10 mm)
Sim 4k5	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm
Sim 4k6	0,4	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm
Sim 4k7	0,1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm
Sim 4k8	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,5 mm
Sim 4k9	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,1 mm
Sim 4k10	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm, Spanwinkel 0°
Sim 4k11	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm, Spanwinkel -20°
Sim 4k15	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm, Spanwinkel -30°
Sim 4k16	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide r=0,2 mm Spanwinkel 0°, Freiwinkel 9.4°
Sim 4k17	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide als Keil r=0,2 mm
Sim 4k18	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide als Keil r=0,2 mm, Kante auf einer Höhe
Sim 4k19	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide als Keil nur in der Mitte , r=0,2 mm
Sim 4k20	1	PB,Kornstr.	ü. ProbenOF	wie 4k1, abgerund. Schneide als Keil nur in der Mitte , r=0,2 mm, Kante auf einer Höhe

Tabelle 18: Materialgesetze bei den verschiedenen Simulationen

Simulation	Material-Nummer
Sim 1e	1/22
Sim 1g	1/22
Sim 1i	1/22
Sim 2e	2/22
Sim 3e	3/23
Sim 4k	4/31
Sim 4k1 – 4k11	4/31
Sim 4k15 – 4k20	4/31

In Abbildung 168 sind die Schneidversuche von allen vier Materialmodellen dargestellt. Man erkennt, dass bei Verwendung von Kontaktbonds die Kontakte vor allem in Scherrichtung versagen (a und c), bei Verwendung von Parallelbonds vor allem in Normalenrichtung (b und d).

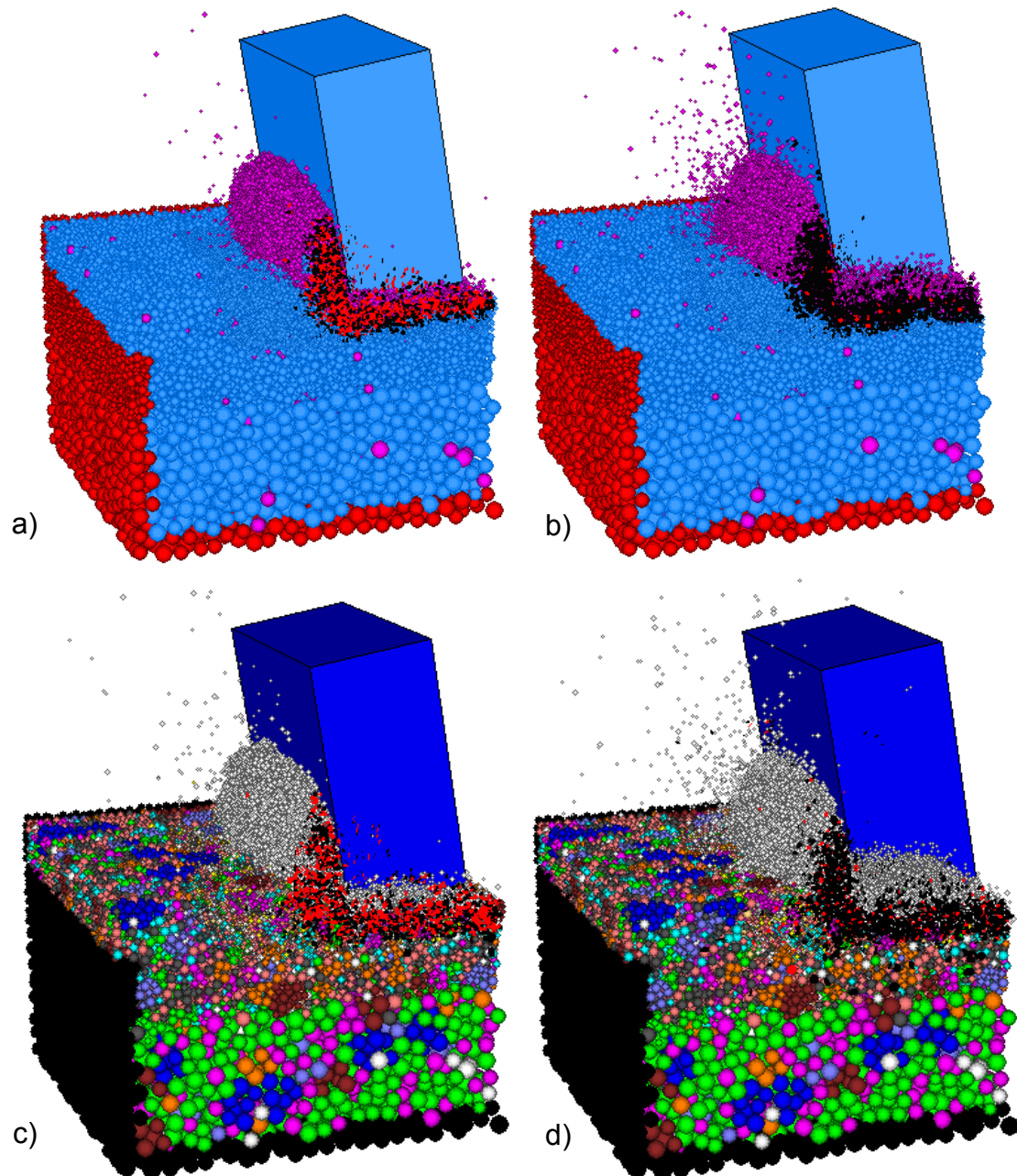


Abbildung 168: Simulation eines Schneidversuches, Korngröße $D=0,2$ mm, Schneidgeschw. $=0,8$ m/s, Schnitttiefe 1 mm a) Kontaktbonds (Simulation 1e, Material 1/22), b) Parallelbonds (Simulation 2e, Material 2/22), c) Kornstruktur mit Kontaktbonds (Simulation 3e, Material 3/23), d) Kornstruktur mit Parallelbonds (Simulation 4k, Material 4/31); schwarze Scheiben: Zugrisse, rote Scheiben: Scherrisse, magenta bzw. weiß: Bohrklein

Wird das Bohrklein nur außerhalb des Modells gelöscht, ergibt sich beim Modell mit Kontaktbonds der in Abbildung 169 dargestellte Kraftverlauf.

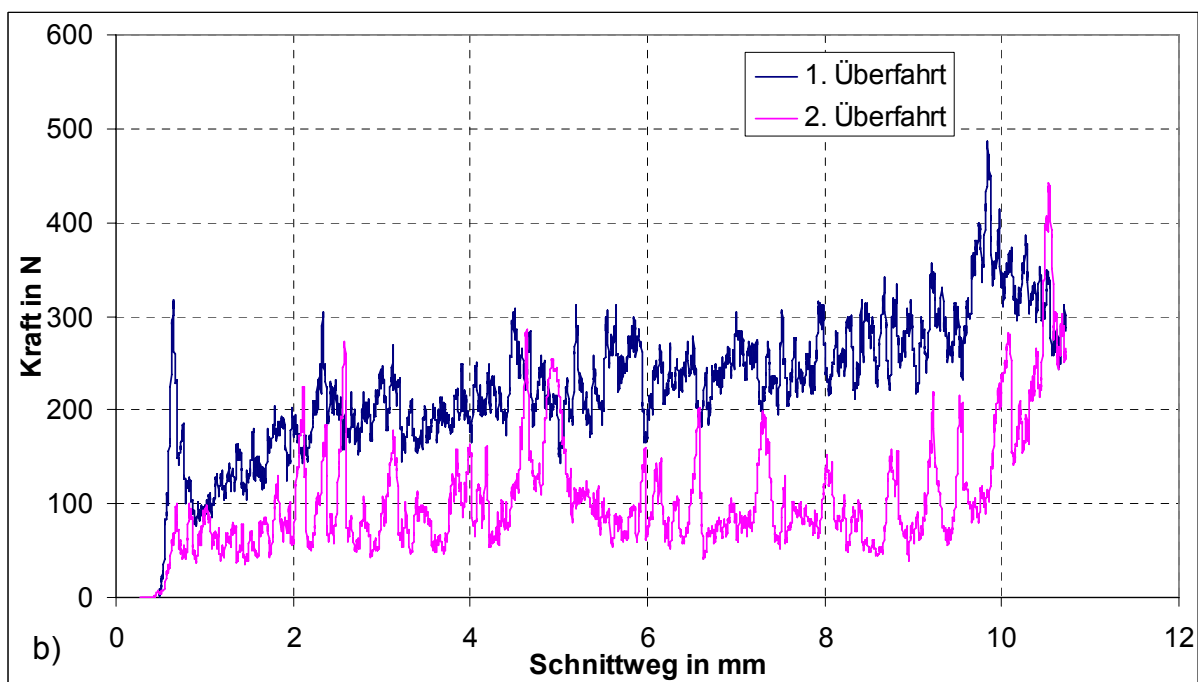
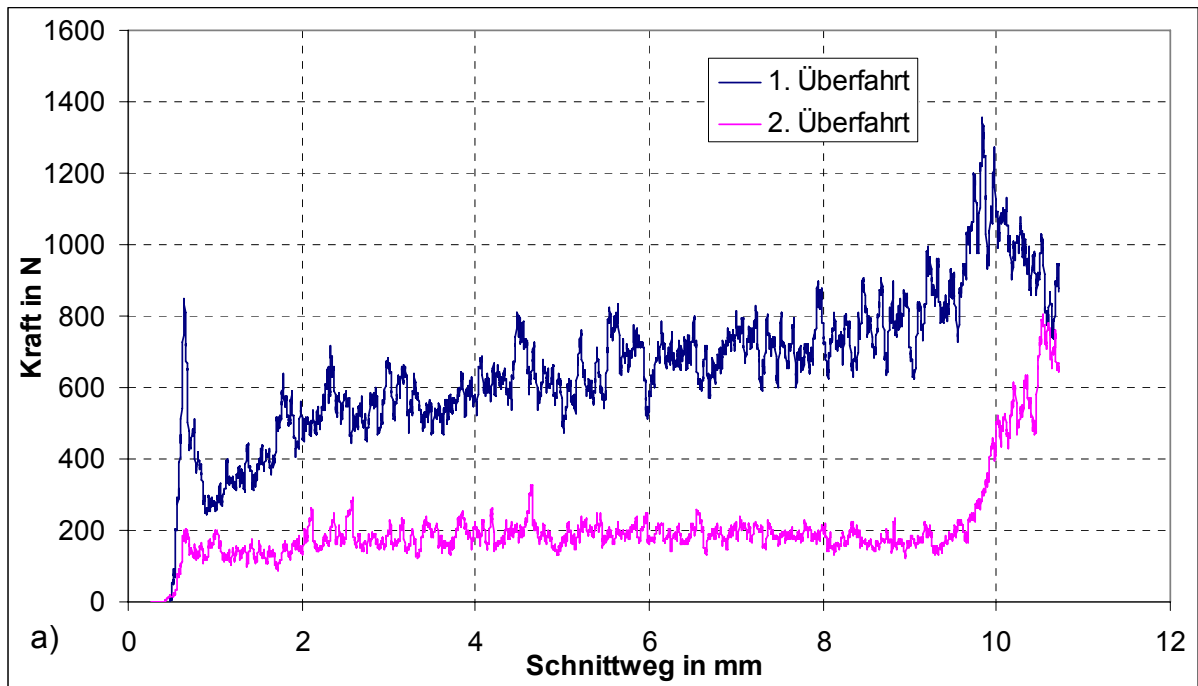


Abbildung 169: Simulation mit feiner Kornstruktur ($D=0,2$ mm, Schnitttiefe 1 mm) und der Bohrkleinentfernung außerhalb des Schneidbereiches a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft (Simulation 1e, Material 1/22)

Die Kurvenverläufe sind glatter als mit der groben Kornstruktur. Auch bei dieser feinen Kornstruktur sind die Kräfte bei der ersten Überfahrt zu hoch und bei der zweiten Überfahrt zu niedrig (s. auch Simulation 1e in Abbildung 170). Abbildung 170 zeigt die Kraftverläufe für verschiedene Parameterkombinationen für die erste Überfahrt im Vergleich zum Bereich der Laborversuche. Da sich das Bohrklein anhäuft, steigen die Kräfte im Verlauf der Simulation.

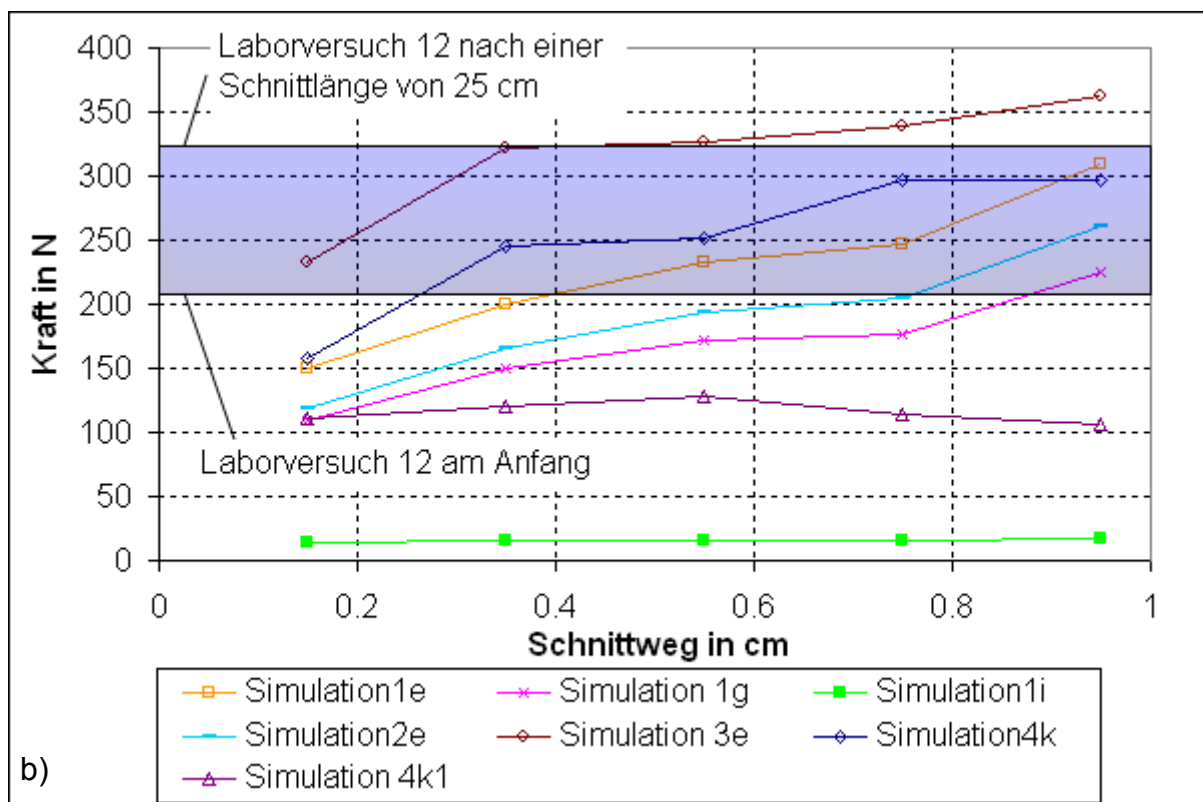
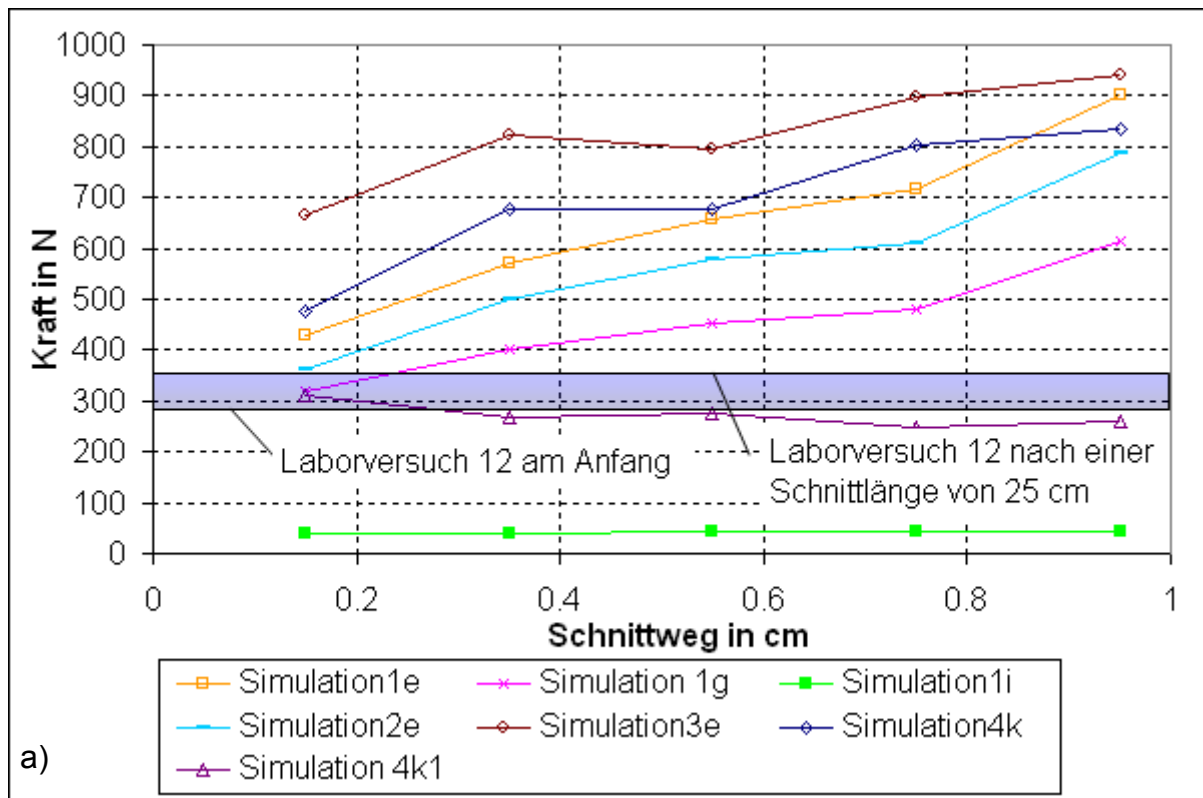


Abbildung 170: Vergleich Laborversuch mit verschiedenen Simulationen (nur 1. Überfahrt)
a) Schnittkraft, b) Vorschubkraft ($D=0,2$ mm, Schnitttiefe 1 mm)

Bei einer reduzierten Schneidensteifigkeit (Simulation 1g) sind die Kraftverläufe glatter als mit hoher Schneidensteifigkeit (Simulation 1e, Vergleich Abbildung 171 mit Abbildung 169). Bei einer viskosen Dämpfung sinken die Kräfte stark (Simulation 1i), dies liegt aber primär an der langsameren Rechengeschwindigkeit.

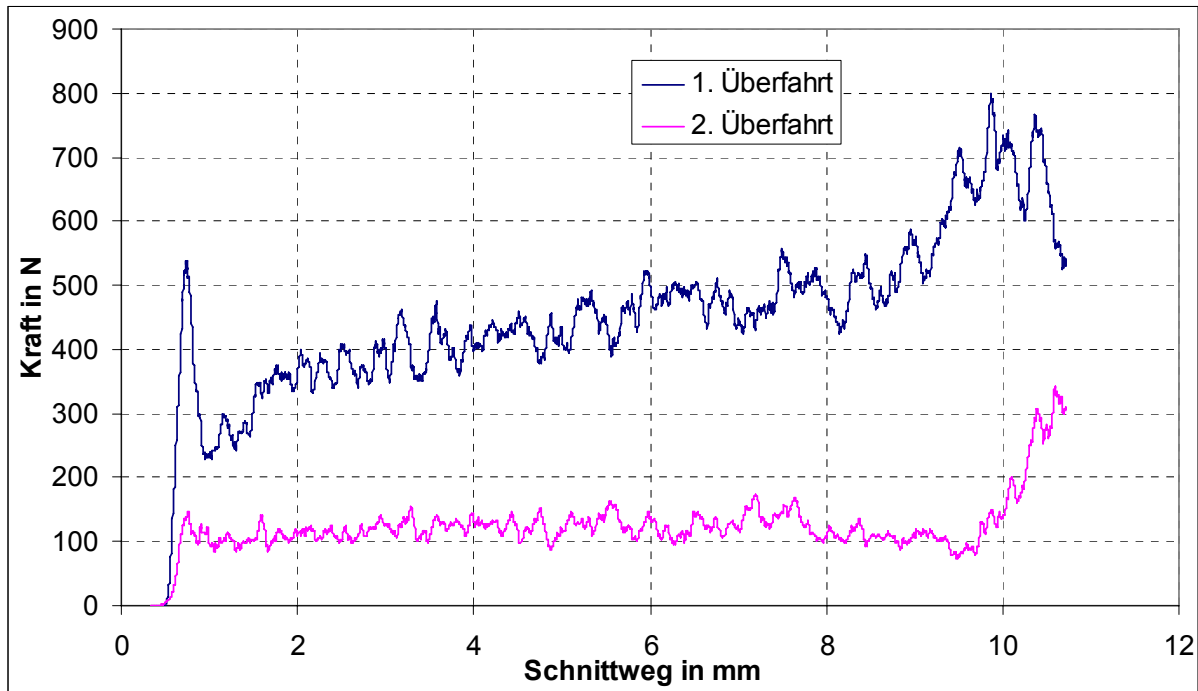


Abbildung 171: Schnittkraft von Simulation 1g (1/100 Schneidensteifigkeit wie 1e) (Material 1/22)

Auch bei Parallelbonds sind die Kräfte bei der ersten Überfahrt zu hoch (Simulation 2e), bei der zweiten jedoch zu niedrig. Bei einer Kornstruktur mit Kontakt- oder Parallelbonds sind die Kräfte bei der ersten Überfahrt zu hoch (Simulation 3e und Simulation 4k).

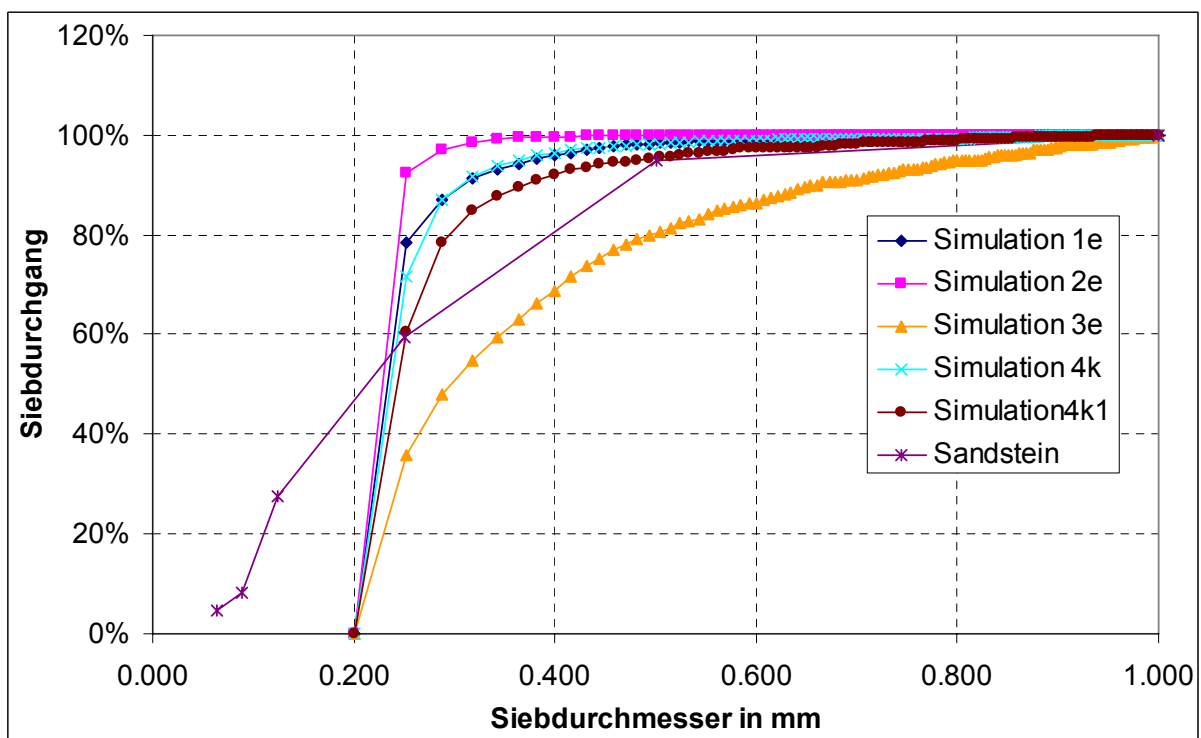


Abbildung 172: Siebanalyse bei der Simulation verschiedener Schneidversuche; 1e: Kontaktbonds (Material 1/22); 2e: Parallelbonds (Material 2/22); 3e: Kontaktbonds, Kornstruktur (Material 3/23); 4k: Parallelbonds, Kornstruktur (Material 4/31); 4k1: Parallelbonds, Kornstruktur, regelmäßiges Löschen des Bohrkleins (Material 4/31)

Ein Problem ist der Kraftanstieg im Laufe der Simulation, der durch das Bohrklein verursacht wird. Daher wurde das Bohrklein ab Simulation 4k1 nach jeder Speicherung (30x bei 1 cm Überfahrt) dicht über der Probenkante entfernt. In Abbildung 170 erkennt man, dass die Schnittkraft gut mit dem Laborversuch übereinstimmt, die Vorschubkraft ist zu niedrig, aber konstant.

In Abbildung 172 ist die Korngrößenanalyse bei der Simulation mit verschiedenen Modellen dargestellt. Man erkennt, dass in Modellen mit Parallelbonds kleinere Partikel erzeugt werden als in Modellen mit Kontaktbonds. In den Modellen mit einer Kornstruktur werden mehr größere Partikel erzeugt als in den Modellen ohne Kornstruktur. Auch durch das regelmäßige Löschen des Bohrkleins steigt der Anteil größerer Partikel (Simulation 4k1).

Weitere Schneidversuche (ab Simulation 4k) wurden mit folgenden Parametern simuliert:

- Partikeldurchmesser im inneren Bereich so groß wie der kleinste Korndurchmesser im Postaer Sandstein ($d=0,2$ mm),
- nur Parallelbonds
- Kornstruktur, im Korn herrscht die doppelte Steifigkeit und die fünffache Festigkeit wie zwischen zwei Körnern
- dort, wo ein Parallelbond installiert werden konnte, beträgt die Steifigkeit des Parallelbonds 100 % und ist die Kontaktsteifigkeit 0, die Kontaktsteifigkeit erhält aber nach dem Bruch des Parallelbonds den ursprünglichen Wert
- regelmäßige Entfernung des Bohrkleins oberhalb der Probenoberfläche, ab der 2. Überfahrt oberhalb der vorangegangenen Überfahrt (also immer 1 Spandicke oberhalb Schneidenunterkante) (außer Simulation 4k)
- Bondfestigkeit in Normalen- und Scherrichtung sowohl innerhalb der Körner als auch zwischen den Körnern gaußverteilt, Standardabweichung beträgt 50% des Mittelwertes der Bondfestigkeit (Material 4/31)
- Spandicke 1 mm, wenn nicht anders angegeben
- Schneidgeschwindigkeit 0,8 m/s
- Es wird nur noch die erste Überfahrt simuliert.

Um den Schneidprozess realistischer zu simulieren, wurde die Schneidkante abgerundet (Abrundungsradius $r=0$ mm, 0,1 mm, 0,2 mm, 0,5 mm; Simulationen 4k1, 4k9, 4k5, 4k8). Bei einem Abrundungsradius von $r=0,2$ mm stimmen bei einer Zustellung von 1 mm Schnittkraft und Vorschubkraft am besten mit den Kräften zu Beginn des Laborversuches überein (Abbildung 173). Wenn das Schneidelement im Laborversuch bereits etwas stumpfer geworden ist (nach einer Überfahrt von $s=25$ cm), ergibt sich die beste Übereinstimmung bei $r=0,5$ mm.

In Abbildung 174 und Abbildung 175 ist zu erkennen, dass in allen vier Fällen etwa die gleiche Menge Bohrklein entfernt wird. Der Energieverbrauch steigt leicht mit stumpfer werdender Schneide an.

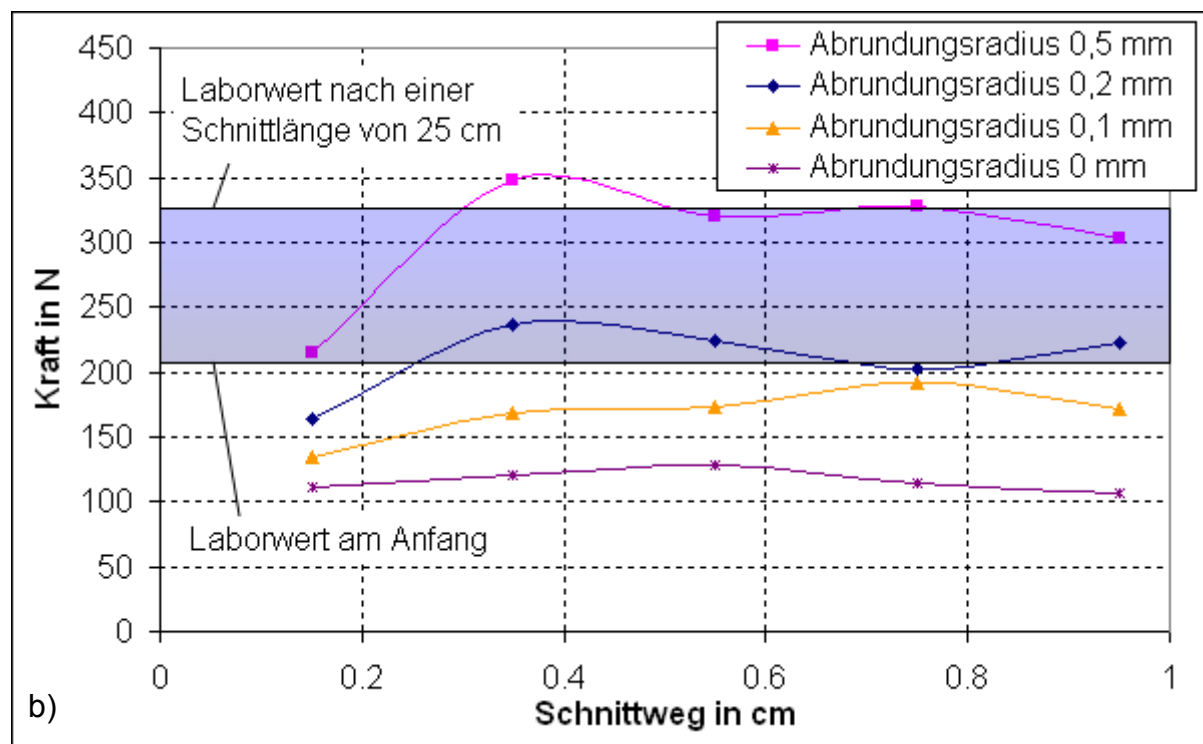
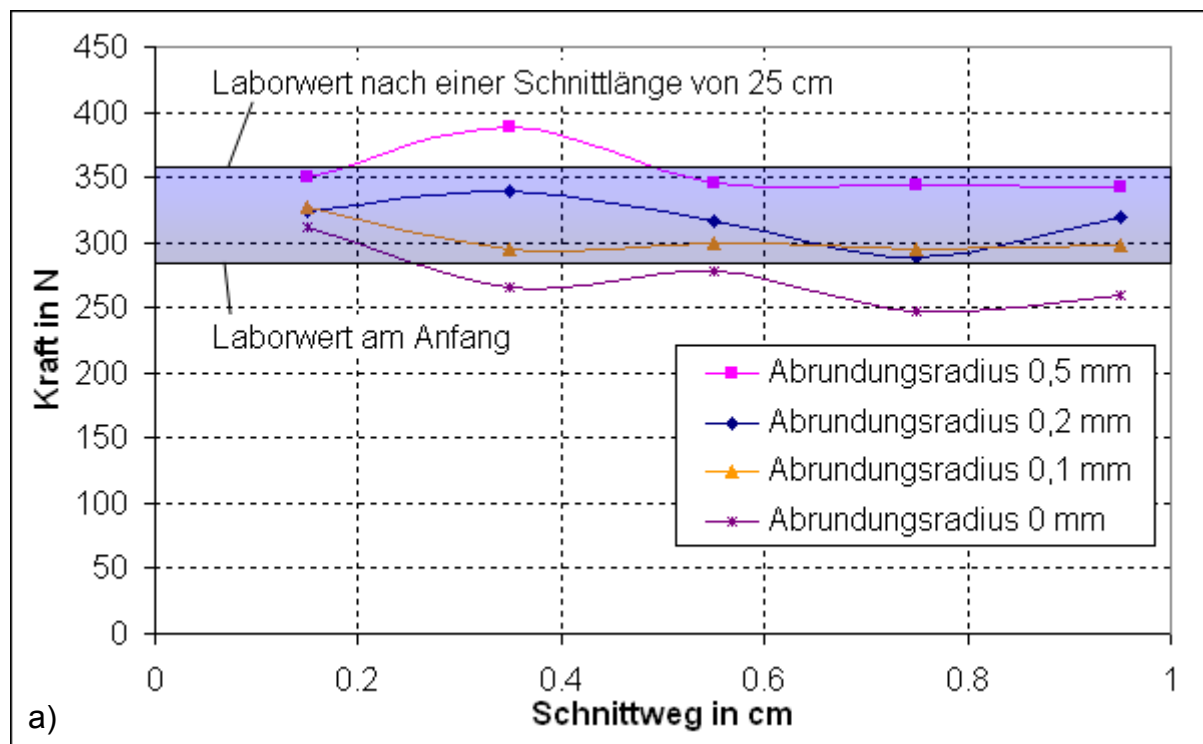


Abbildung 173: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation des Schneidversuches mit verschieden stumpfen Schneiden, Zustellung 1 mm (Simulation 4k8, 4k5, 4k9 und 4k1, Material 4/31)

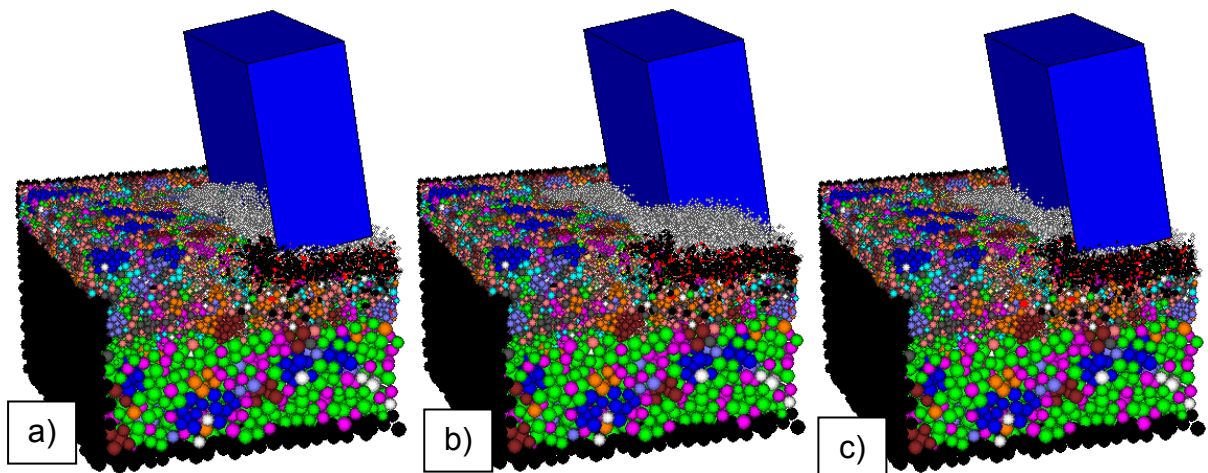


Abbildung 174: Rissmuster bei verschiedenen stumpfen Schneiden a) $r=0,1$ mm (Simulation 4k9), b) $r=0,2$ mm (Simulation 4k5), c) $r=0,5$ mm (Simulation 4k8) (Material 4/31)

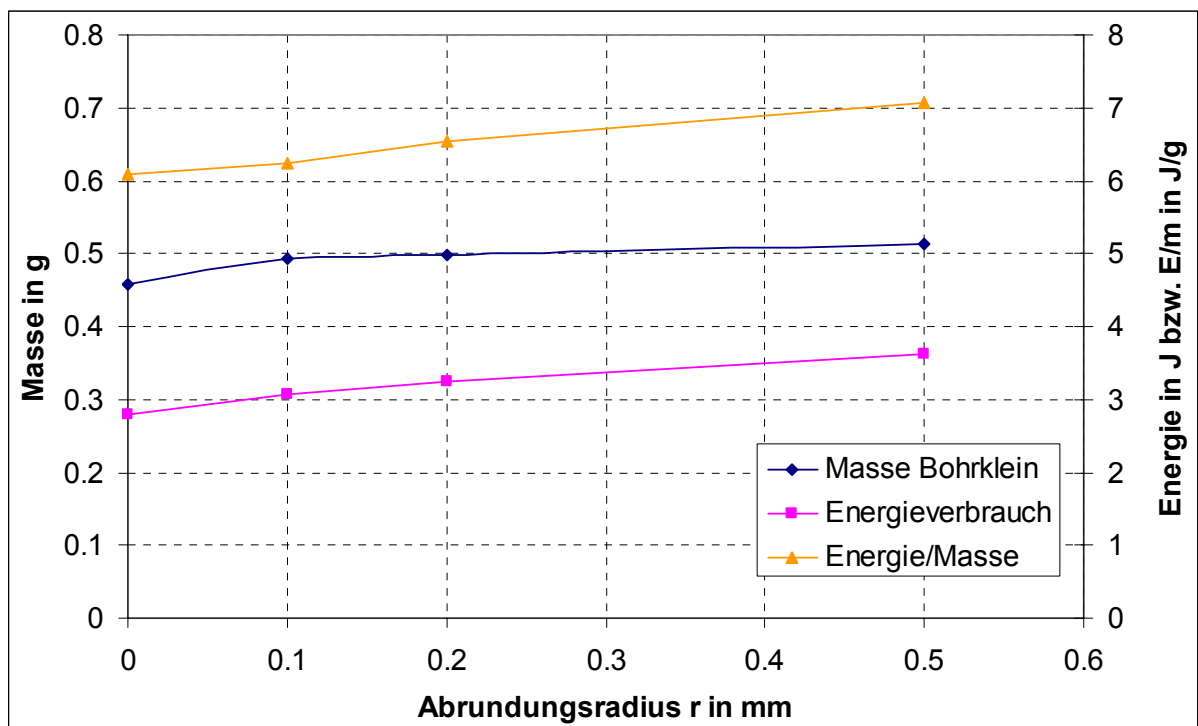


Abbildung 175: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit vom Abstumpfen des Schneidelementes (Simulation 4k1, 4k9, 4k5, 4k8) (Material 4/31)

Neben einer Zustellung von 1 mm (Simulation 4k5) wurden außerdem Versuche mit einer Zustellung von 0,4 mm und 0,1 mm bei einem Schneidenrundungsradius von 0,2 mm simuliert (Simulation 4k6 und 4k7) und mit entsprechenden Laborversuchen verglichen. Die errechneten Kräfte stimmen mit den Laborversuchen überein, wenn die Wendeschneidplatte etwas verschlissen ist (Abbildung 176).

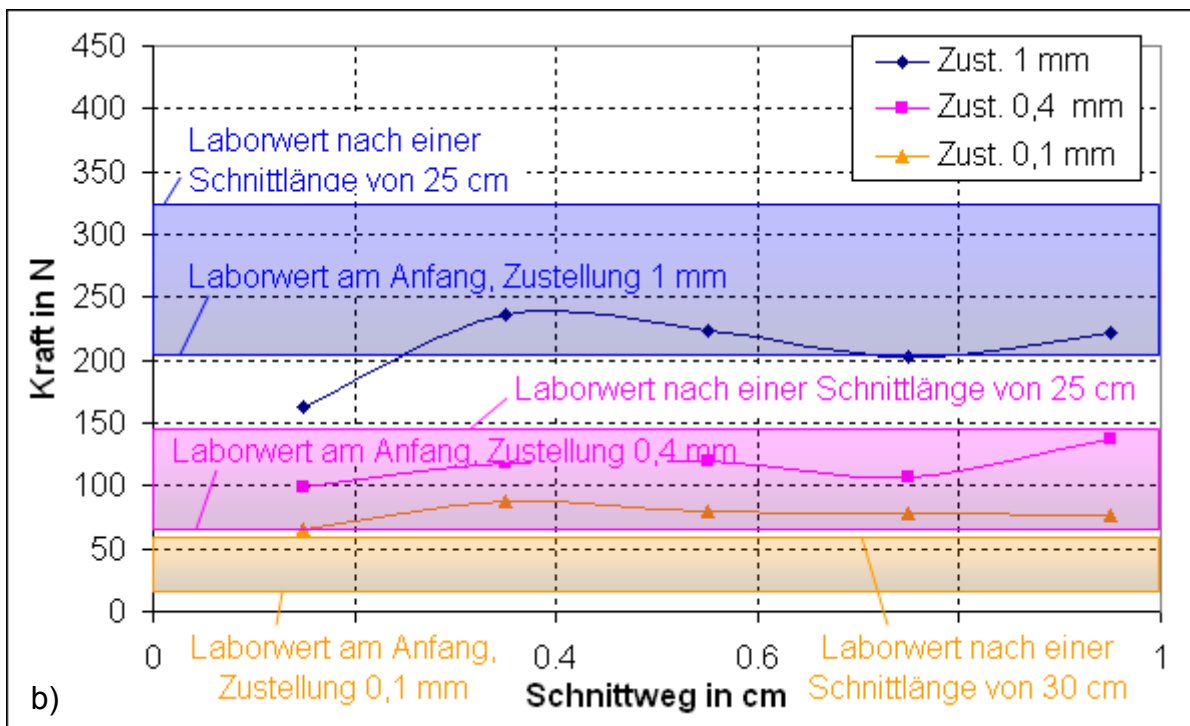
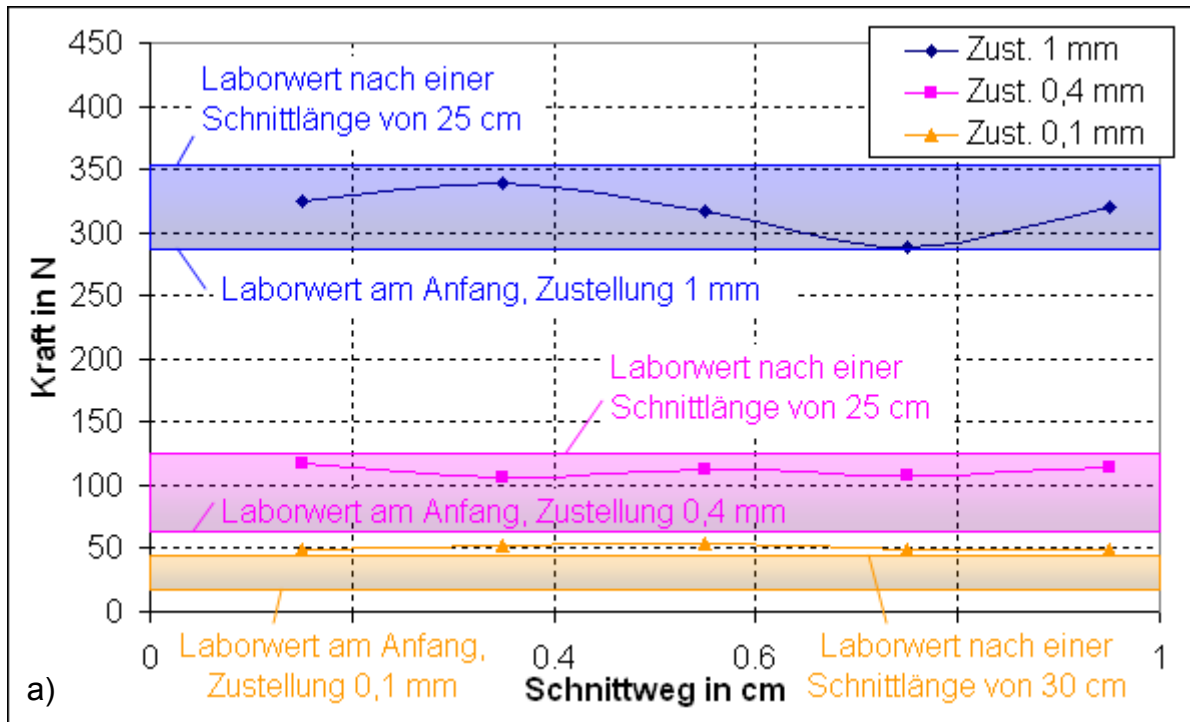


Abbildung 176: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation des Schneidversuches mit einem abgerundeten Schneidelement bei verschiedenen Zustellungen (Schnitttiefen), Abrundungsradius Simulation $r=0,2$ mm (Simulation 4k5, 4k6 und 4k7, Material 4/31)

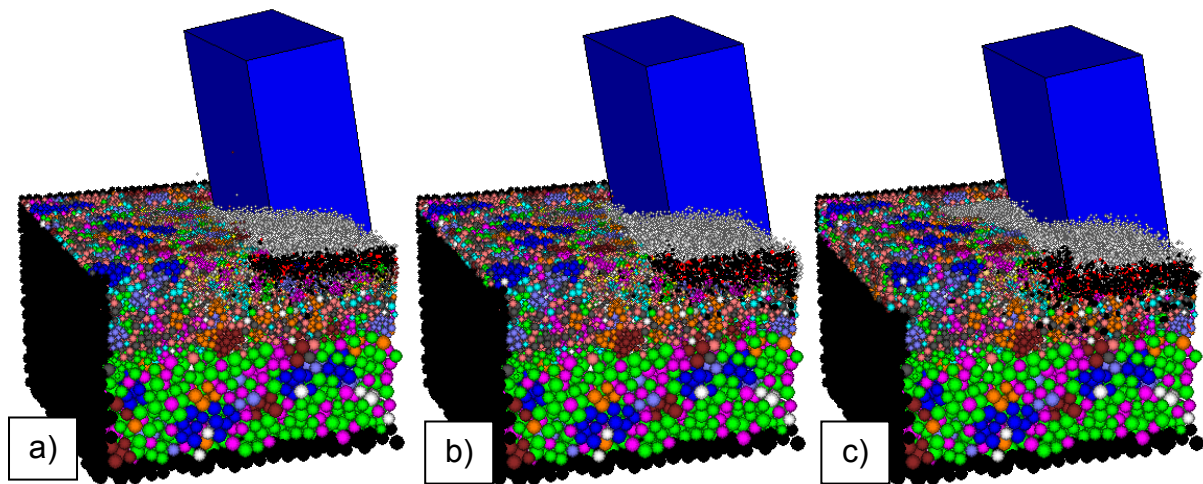


Abbildung 177: Rissmuster bei der Simulation des Schneidversuches mit einem abgerundeten Schneidelement bei verschiedenen Zustellungen (Schnitttiefen), Abrundungsradius $r=0,2$ mm, a) Zustellung 0,1 mm (Simulation 4k7), b) Zustellung 0,4 mm (Simulation 4k6), c) Zustellung 1 mm (Simulation 4k5); Material 4/31

Je größer die Schnitttiefe, desto größer der Energieverbrauch und desto mehr Material wird abgetragen (Abbildung 178).

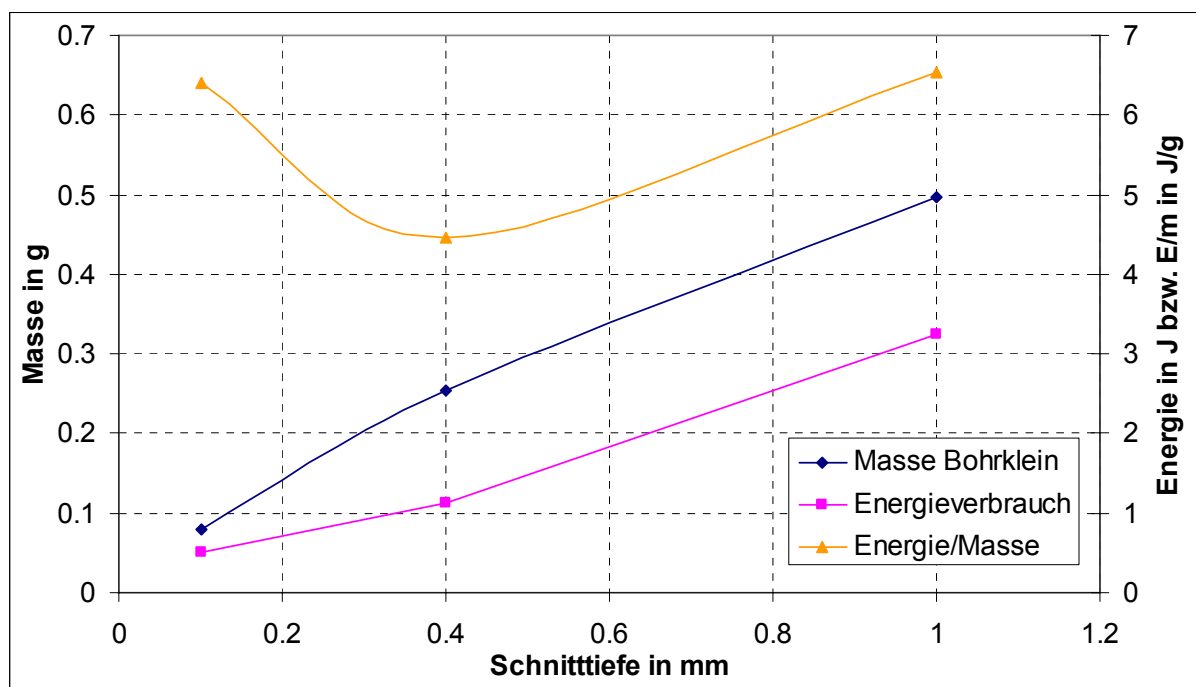


Abbildung 178: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit der Schnitttiefe (Simulation 4k7, 4k6 und 4k5, Modell 4/31)

Schließlich wurde noch der Spanwinkel variiert. Im Versuch und bei den bisherigen Simulationen betrug er $-9,4^\circ$ (Simulation 4k5). Nun wird auch mit einem Spanwinkel von 0° , -20° und -30° simuliert (Simulation 4k10, 4k11 und 4k15, Abbildung 179). Bei einem Spanwinkel von 0° wurde auch eine Simulation mit einem Freiwinkel von $9,4^\circ$ durchgeführt (Simulation 4k16).

Bei einem Spanwinkel von 0° / Freiwinkel 0° liegt der hintere Bereich des Schneidelementes auf und die Kräfte steigen. Ansonsten ist zu erkennen, dass die Kräfte bei einem negativeren Spanwinkel steigen. Der Energieverbrauch pro Gramm entferntem Bohrklein ist bei einem weniger negativen Spanwinkel geringer (Abbildung 181).

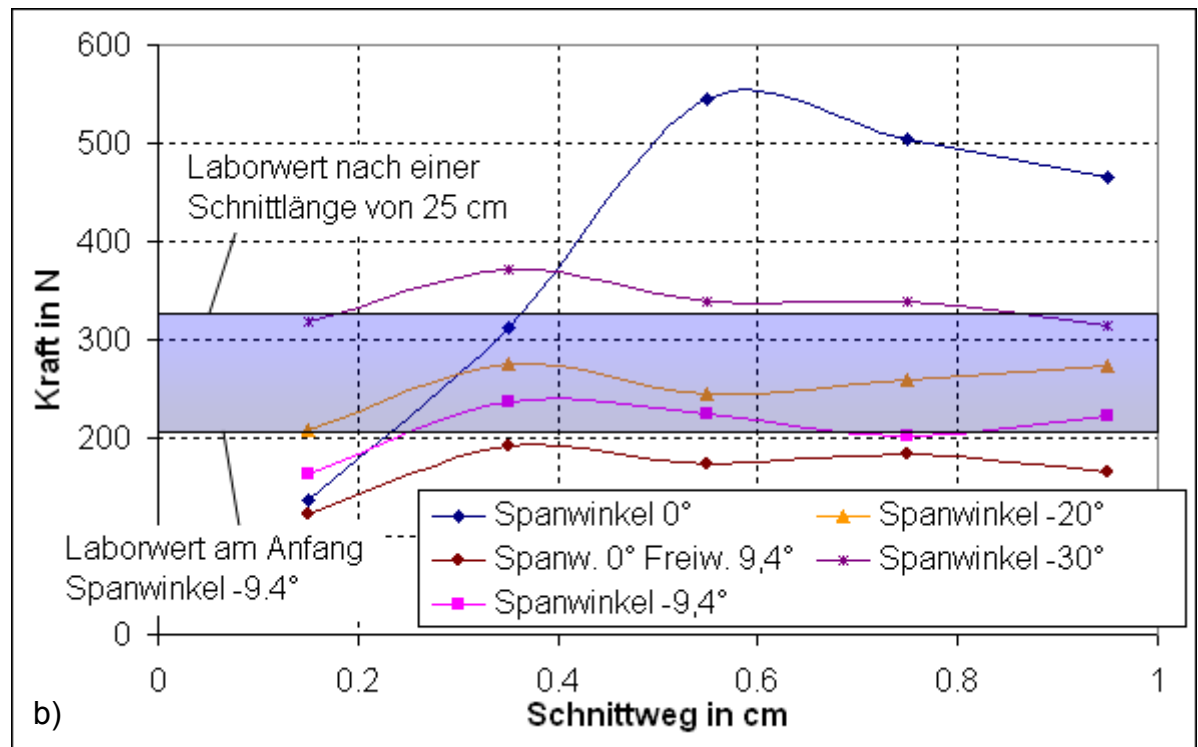
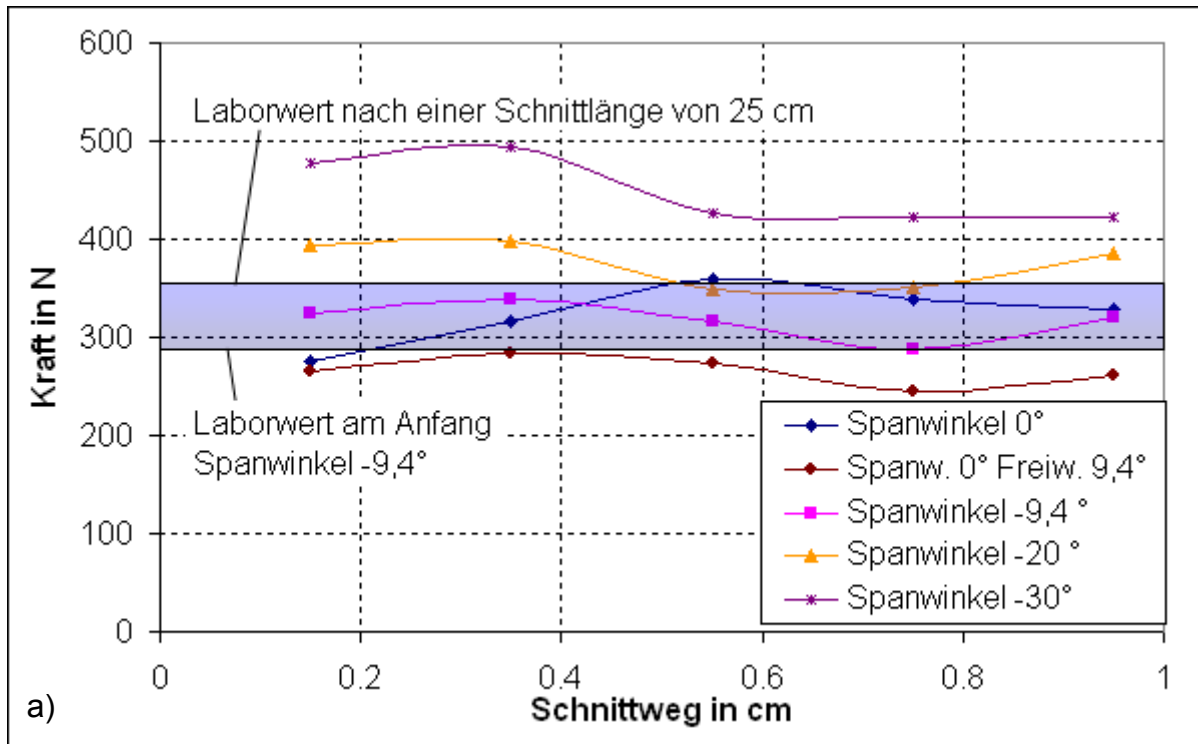


Abbildung 179: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei verschiedenen Spanwinkeln, Abrundungsradius Simulation $r=0,2$ mm (Simulation 4k10, 4k16, 4k5, 4k11, 4k15, Material 4/31)

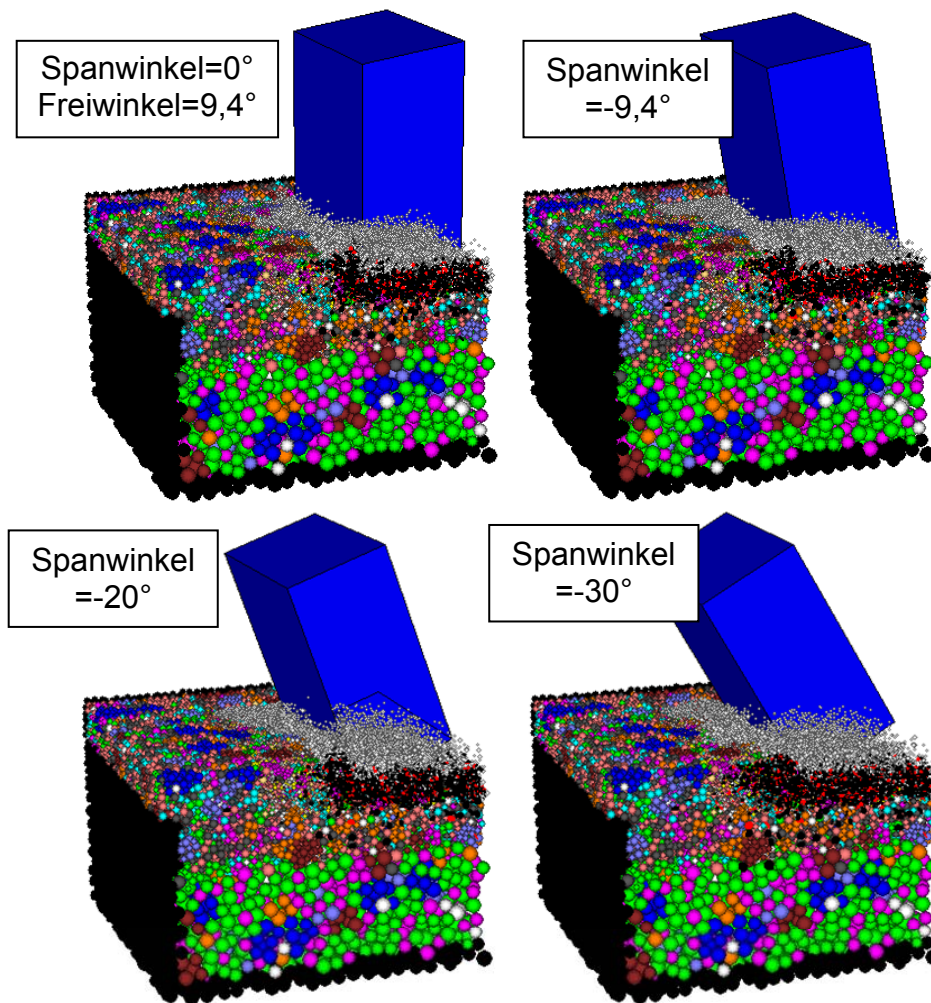


Abbildung 180: Rissmuster bei verschiedenen Spanwinkeln (Simulation 4k16, 4k5, 4k11, 4k15, Material 4/31)

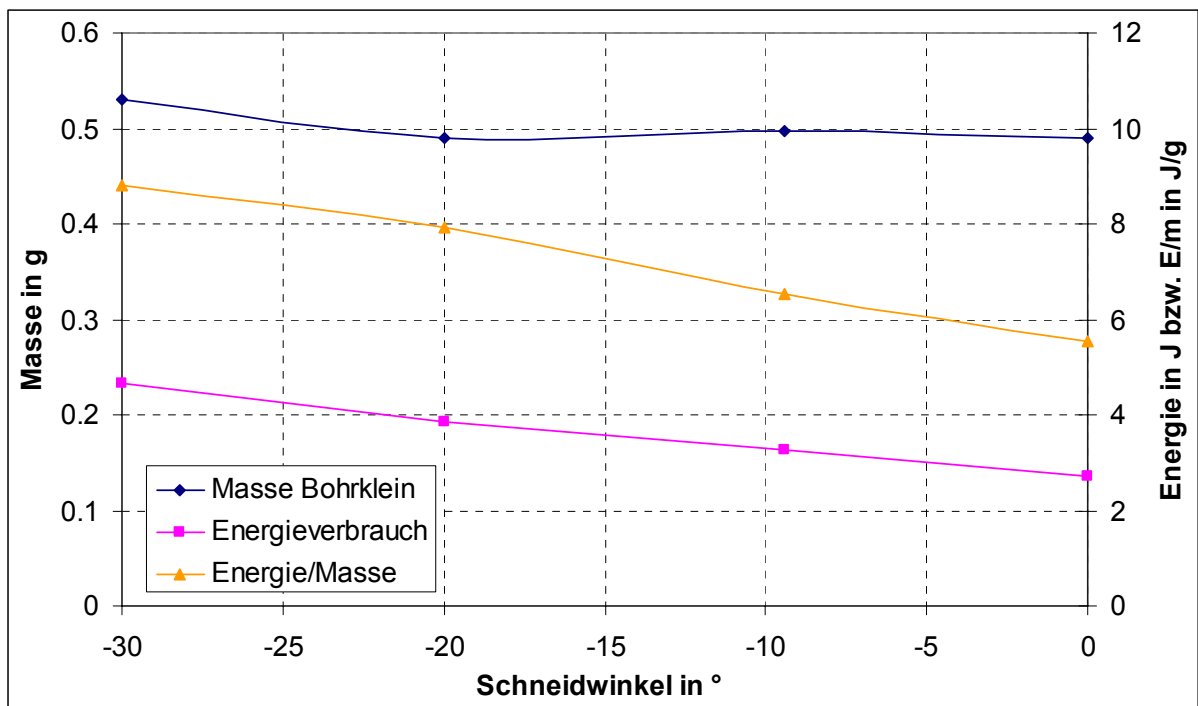


Abbildung 181: Entferntes Material und Energieverbrauch in Abhängigkeit des Spanwinkels (Simulation 4k15, 4k11, 4k5, 4k16, Material 4/31)

Simulationen eignen sich gut dazu, Änderungen am Versuch vorzunehmen und die Auswirkungen zu betrachten. Das quaderförmige Schneidelement wurde durch verschiedene Spitzen ersetzt (Abbildung 182 bzw. Tabelle 17).

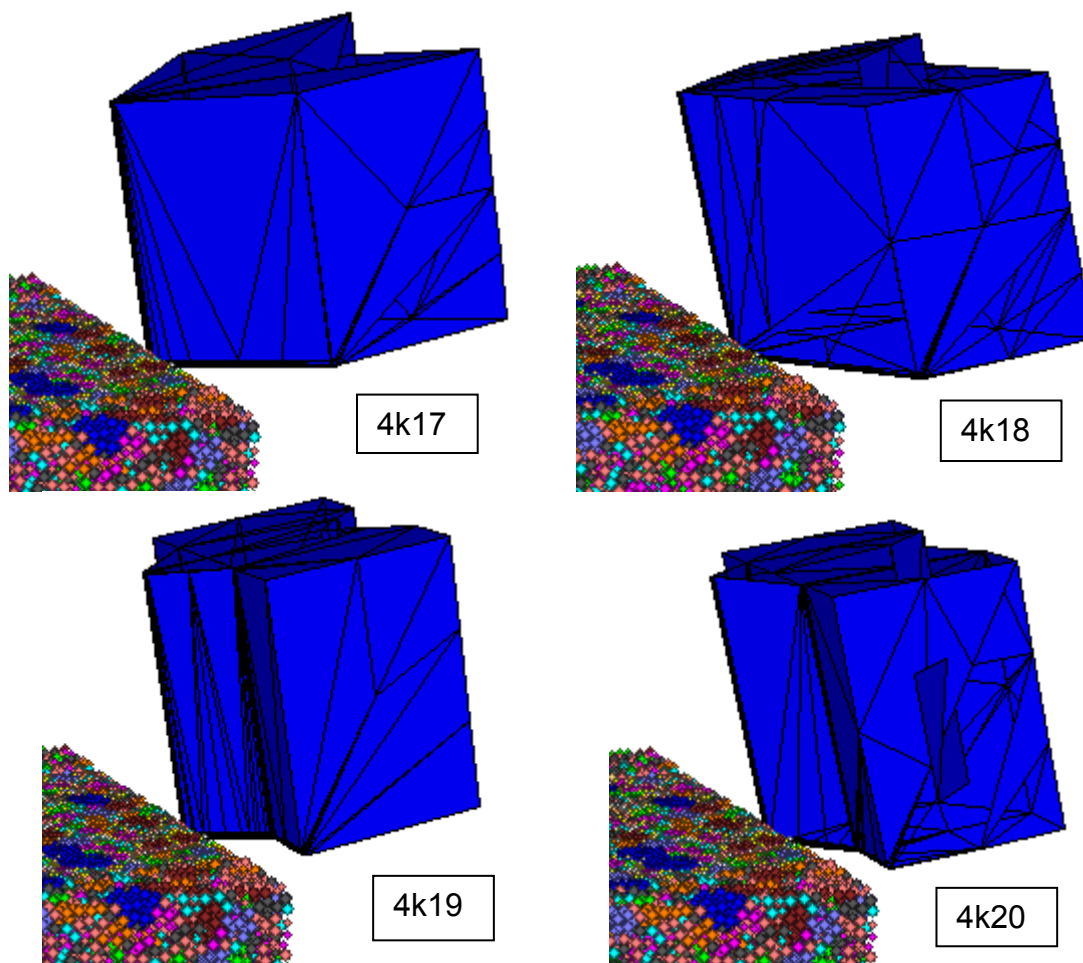


Abbildung 182: Verschiedene Schneidengeometrien (Material 4/31)

In der Simulation 4k17 wurde ein Keil mit einem Flankenwinkel von 45° erzeugt. Die Breite beträgt wie bisher 10 mm. Dieser Keil wurde als Ganzes um $9,4^\circ$ nach vorn geneigt, wodurch die Spitze nach unten zeigt. In Simulation 4k18 wurden die beiden Hälften erst um $9,4^\circ$ nach vorn geneigt und anschließend um 45° zur Seite, dadurch hat die vordere Schneidkante einschließlich der Spitze dieselbe Höhe. In Simulation 4k19 hat die mittlere Hälfte eine Spitze mit der Breite von 5 mm, vorn und hinten ist die Schneide je 2,5 mm glatt. Es wurde wieder zuerst die Spitze erzeugt und dann die Probe geneigt. In Simulation 4k20 wurden wieder zuerst die Flanken nach vorn geneigt und anschließend um 45° zur Seite, wodurch die vordere Kante auf einer Höhe ist.

Da die Schneide bei den Simulationen 4k17 und 4k19 unten nicht eben ist, hier allerdings nicht die erste Überfahrt simuliert werden soll, andererseits in den Simulationen nur die erste Überfahrt genutzt werden kann, wurde zunächst der Initialzustand (Ausgangszustand) hergestellt: Das Schneidelement wurde dazu über die Probe gefahren und jedes Partikel, welches die Schneide berührt, gelöscht. Somit entsteht eine Spur vom Schneidelement ohne Risse. Bei der zweiten Überfahrt trifft das Schneidelement auf eine vorgefertigte Spur, so als ob es schon mehrmals über die Probe gefahren wäre. Bei den Simulationen 4k18 und 4k19 sowie einer Wiederho-

lung der Simulation 4k5 wurde zum besseren Vergleich ebenfalls der Initialzustand vor dem eigentlichen Schneidversuch hergestellt.

In Abbildung 183 sind die Kräfte bei den verschiedenen Schneidengeometrien dargestellt. Man erkennt, dass die Simulationen, bei der die vordere Schneidkante auf einer Höhe ist (4k18 und 4k20), die gleichen Kräfte erreichen wie bei der geraden Schneidplatte, während bei den Simulationen, bei denen die Spitze nach unten zeigt, die Kräfte niedriger sind (4k17 und 4k19).

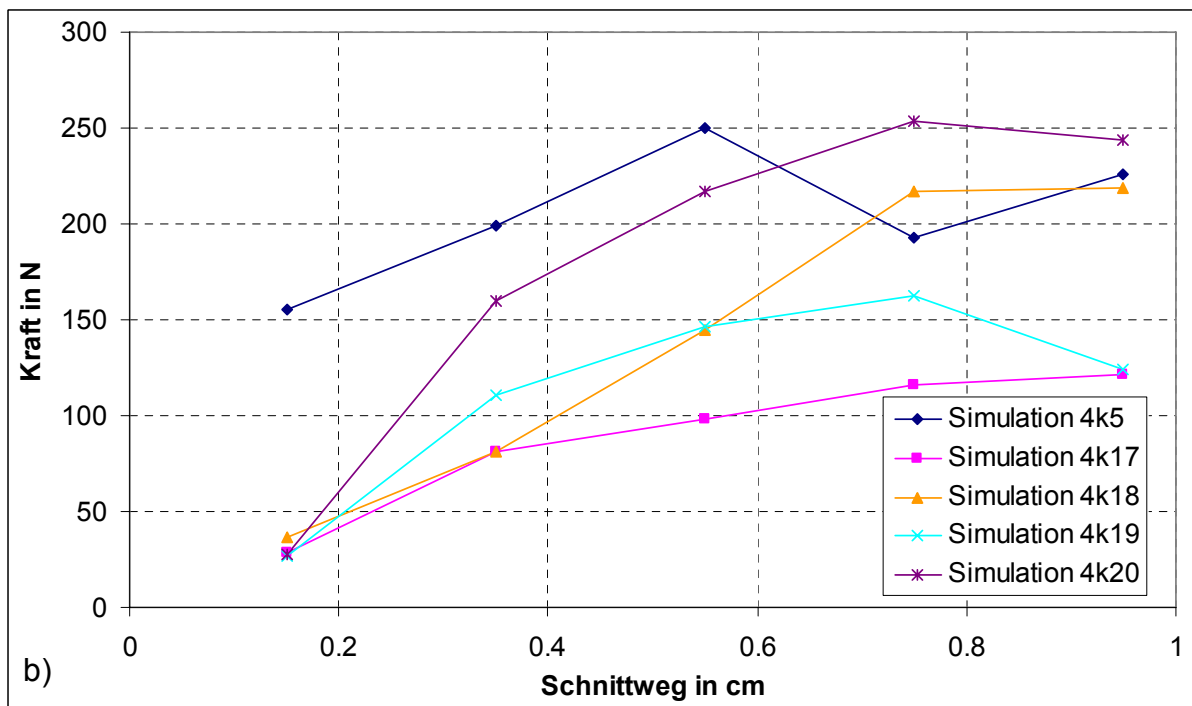
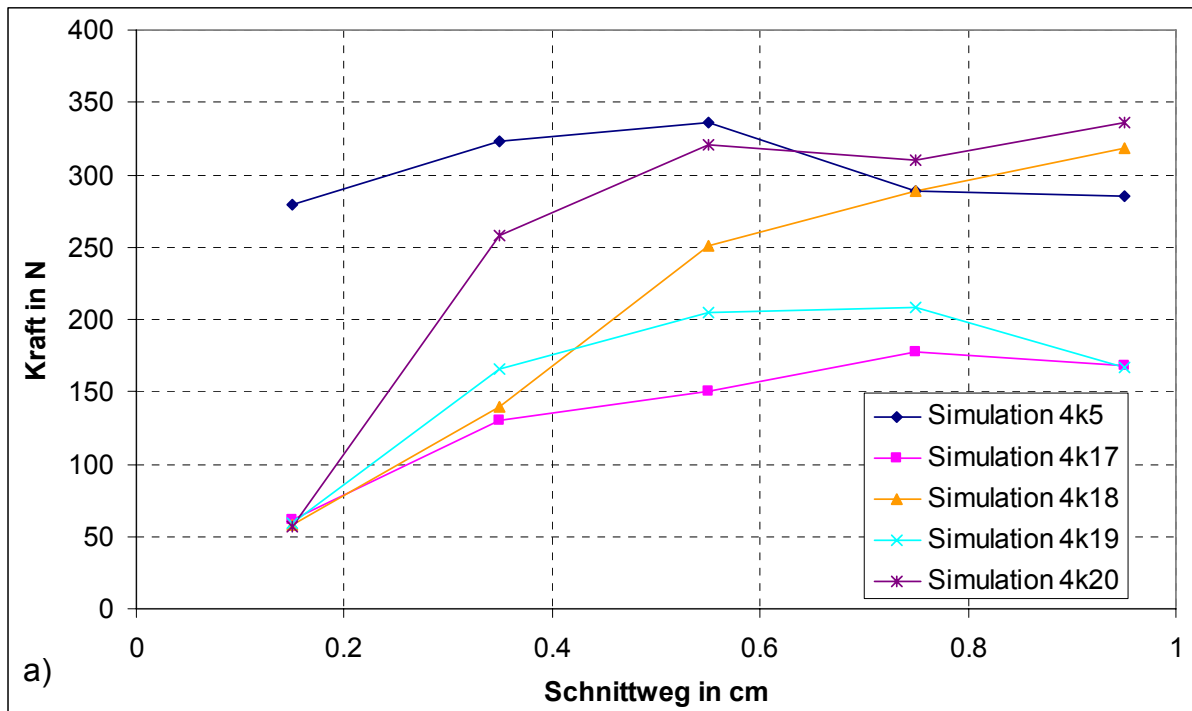


Abbildung 183: a) Schnitt- und b) Vorschubkraft bei der Simulation mit verschiedenen Schneidengeometrien (Material 4/31)

In Abbildung 184 ist die Energie dargestellt, die bei den verschiedenen Simulationen verbraucht wurde. Es wurde nur die Energie ab einem Schnittweg von 6 mm verwendet, da am Anfang das Schneidelement nicht komplett in die Probe eintaucht. Man erkennt, dass der Energieverbrauch bei den Simulationen besonders niedrig ist, wo die Spitze nach unten geneigt ist (4k17 und 4k19). Die Menge an entferntem Bohrklein (ebenfalls erst ab 6 mm) ist etwa gleich der Ausgangssimulation ohne Keil, so dass der spezifische Energieverbrauch (Energie pro Masse) sinkt. Bei den Simulationen, bei denen die Schneide unten eben ist (4k18 und 4k20), sinkt der Energieverbrauch nicht, hier wird jedoch mehr Material abgetragen, so dass auch hier der spezifische Energieverbrauch niedriger ist als in der Ausgangssimulation.

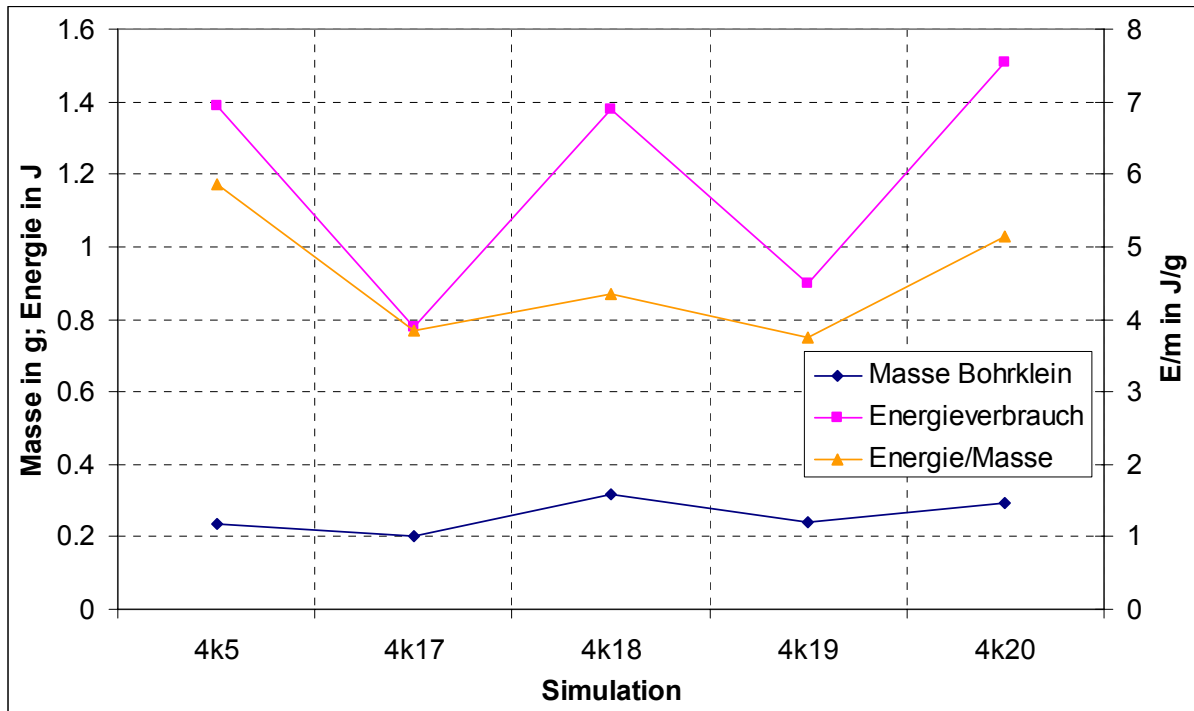
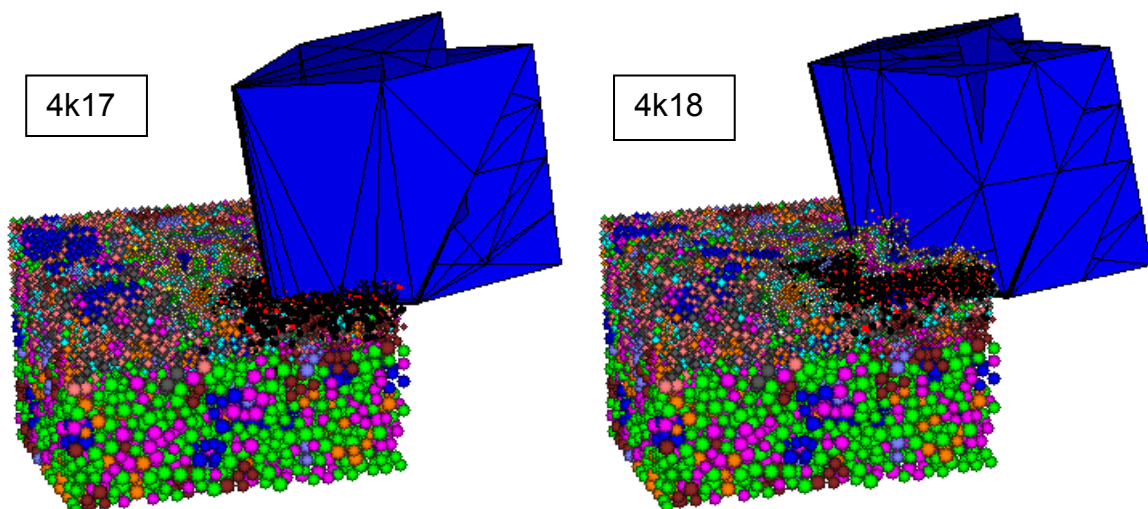


Abbildung 184: Erforderliche Energie, entferntes Bohrklein und spezifische Energie bei verschiedenen Schneidenformen (Material 4/31)

In Abbildung 185 sind die Rissmuster bei den verschiedenen Schneidengeometrien dargestellt.



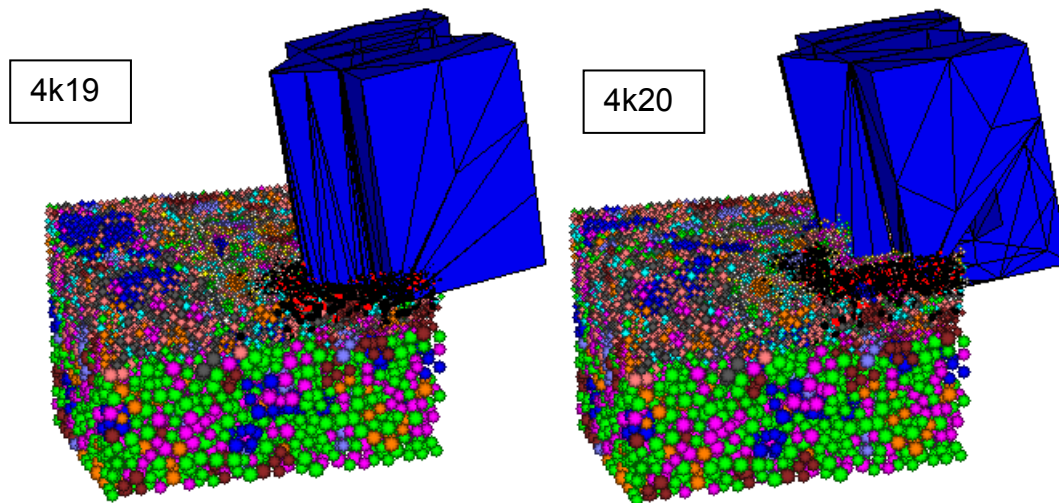


Abbildung 185: Rissmuster in der Mitte der Probe bei der Simulation mit verschiedenen Schneidengeometrien (Material 4/31)

5.4.4 Zusammenfassung

Es wurden Schneidversuche bei Modellen mit Parallel- und Kontaktbonds jeweils ohne und mit Kornstruktur simuliert. Bei Parallelbonds sind die Kräfte etwas niedriger als bei Kontaktbonds, bei einer Kornstruktur etwas größer als ohne, die Unterschiede sind jedoch gering. Es gelang, bei der ersten Überfahrt mit abgerundeter Schneide in der Simulation dieselben Kräfte zu erhalten wie im Laborversuch. Die zweite Überfahrt kann nicht verwendet werden, da die Kräfte zu niedrig sind. Die Kräfte stimmen auch bei verschiedenen Zustellungen mit den Laborversuchen überein. Sie steigen mit einem negativeren Spanwinkel an, ohne dass deutlich mehr Material abgetragen wird. Der Energieverbrauch lässt sich senken, indem man als Schneidelement einen Keil verwendet, der nach vorn geneigt ist.

5.5 Simulation der Bohrversuche

5.5.1 Versuchsstand

Im Institut für Tiefbohrtechnik der TU Bergakademie Freiberg wurde ein Bohrversuchsstand aufgebaut. Dazu wurde ein Bohrer mit drei Wendeschneidplatten konstruiert (Abbildung 186), der hier simuliert wird.

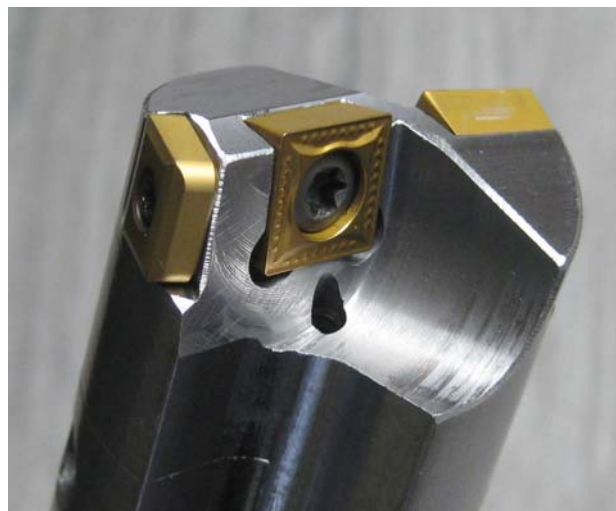


Abbildung 186: Bohrer mit 3 Wendeschneidplatten

Folgende Bohrparameter wurden verwendet:

- Durchmesser Bohrer = 3 cm
- Vorschub = 3,86 mm/s
- Drehzahl Bohrer = 300 U/min (= 5 U/s) → 0,765 mm/ Umdrehung
- Spanwinkel: -9,4 °
- Reibungswinkel Schneidplatte-Sandstein: 22,2 °
- Material: Postaer Sandstein

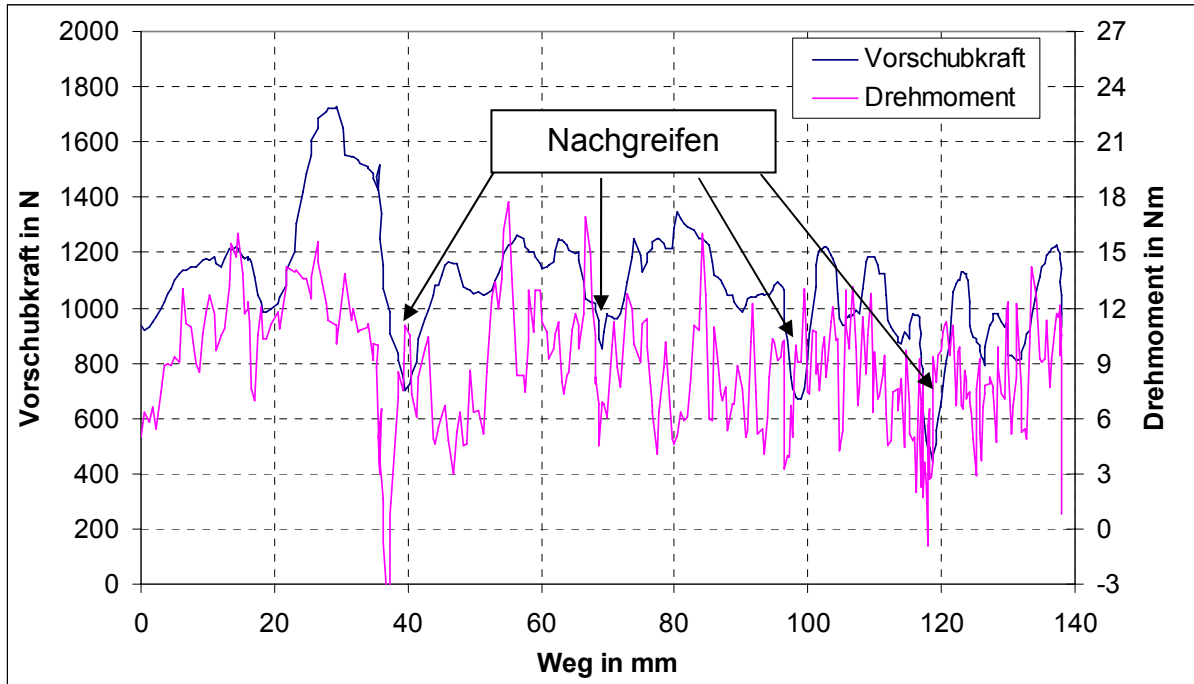


Abbildung 187: Gemessene Kräfte beim Bohrversuch

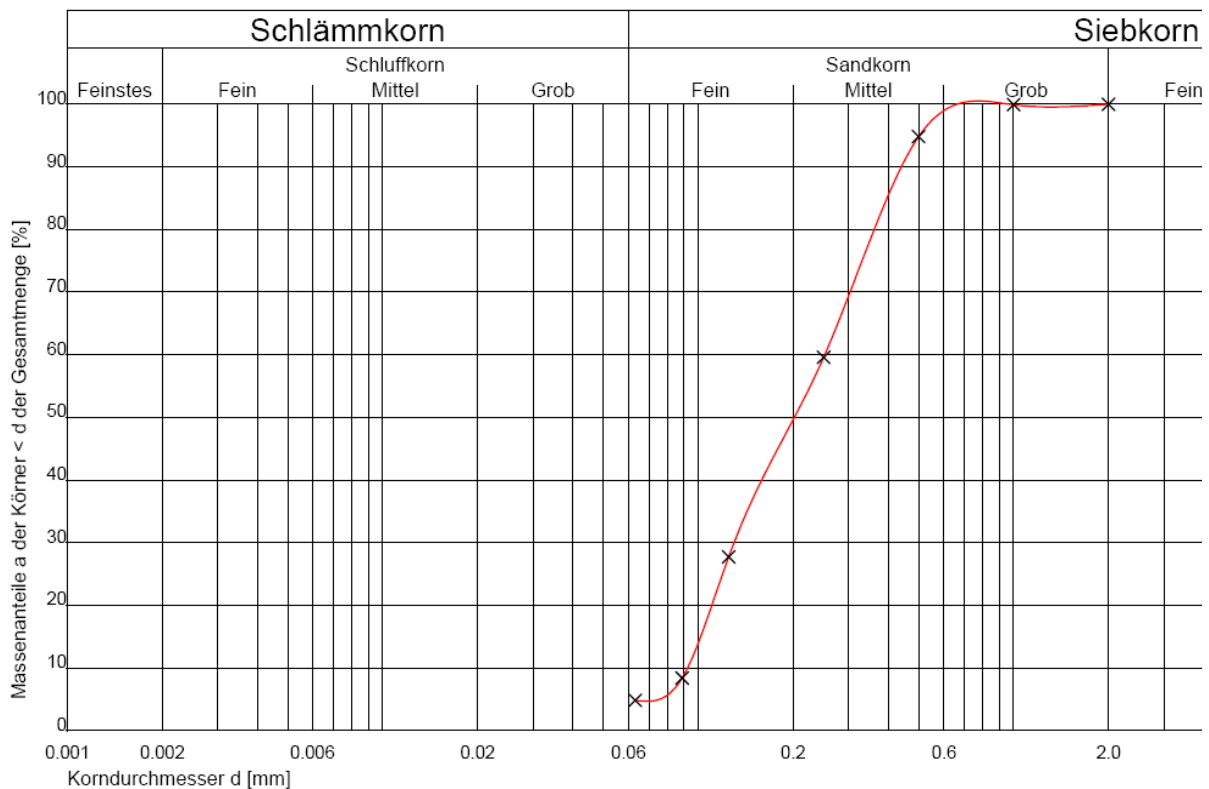


Abbildung 188: Bohrkleinanalyse beim Bohren in Postaer Sandstein (Laborversuch)

In Abbildung 187 sind die Vorschubkraft und das Drehmoment dargestellt. Es ergeben sich folgende Mittelwerte:

- mittlere Vorschubkraft: 1061 N
- mittleres Drehmoment: 8,6 Nm

In Abbildung 188 ist die Bohrkleinanalyse nach dem Bohren dargestellt.

In Abbildung 189 ist der Vergleich der Korngrößenanalyse des Sandsteins mit dem Bohrklein zu sehen. Man erkennt, dass die Körner vom Sandstein noch zerkleinert wurden.

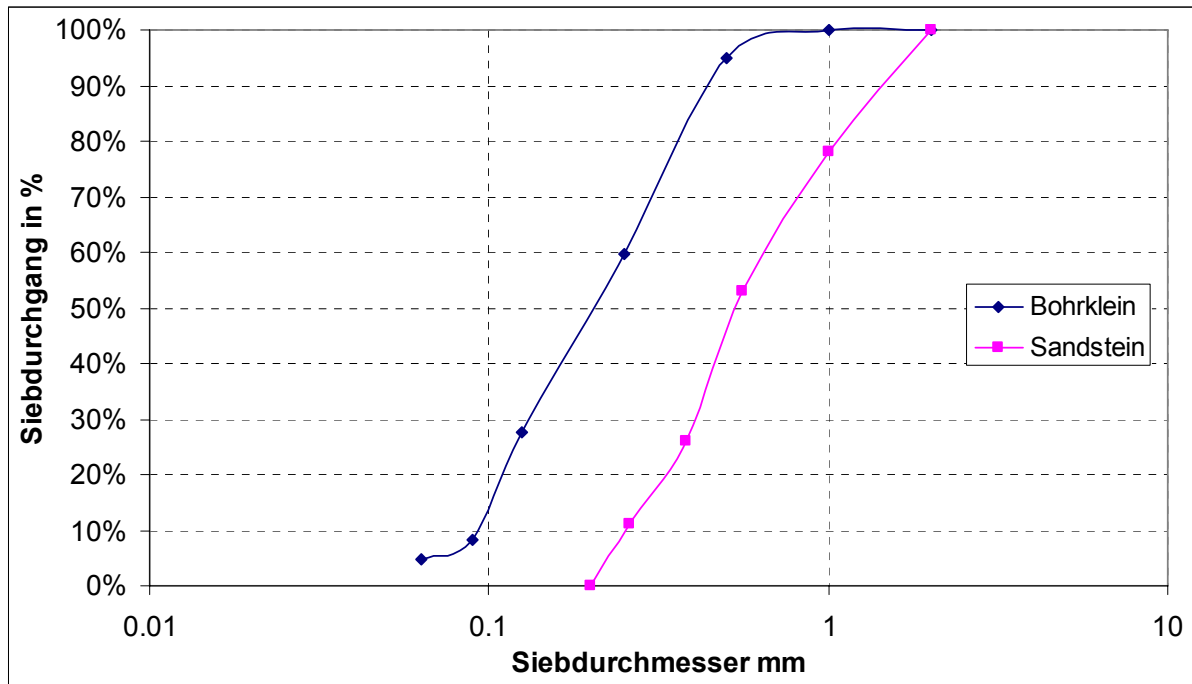


Abbildung 189: Vergleich der Korngröße vom Sandstein mit dem Bohrklein (Laborversuch)

5.5.2 Berechnung von Kräften und Momenten

Um zu testen, ob Kräfte und Momente an den das Werkzeug darstellenden Wandelementen in PFC^{3D} korrekt berechnet werden, wurden verschiedene Tests simuliert.

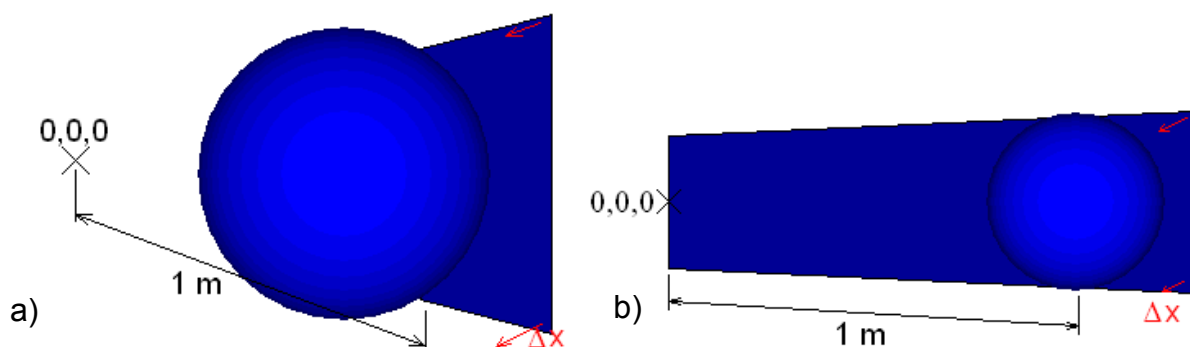


Abbildung 190: Testkonstellationen zur Berechnung von Momenten und Kräften

In Abbildung 190a wird eine quadratische Platte in 1 m Entfernung vom Rotationszentrum in eine Kugel eingedrückt. Die Eindrückdistanz beträgt 10^{-6} m, bei einer Kontaktsteifigkeit von $5 \cdot 10^7$ N/m ergibt sich eine Kraft von 50 N und bei einem Hebelarm

von 1 m ein Drehmoment von 50 Nm. Beide Werte werden korrekt ermittelt. In Abbildung 190b ist die Wand über 1 m lang und drückt sich rotierend in den Ball ein. Auch hier werden Kraft und Drehmoment mit 50 N und 50 Nm richtig ermittelt. Dreht sich die Wand in zwei Bälle mit einem Abstand von 0,5 m und 1 m vom Rotationszentrum hinein, so beträgt die Gesamtkraft 75 N und das Gesamtmoment 62,5 N. Auch hier stimmen analytische Lösung und Simulationsergebnis überein.

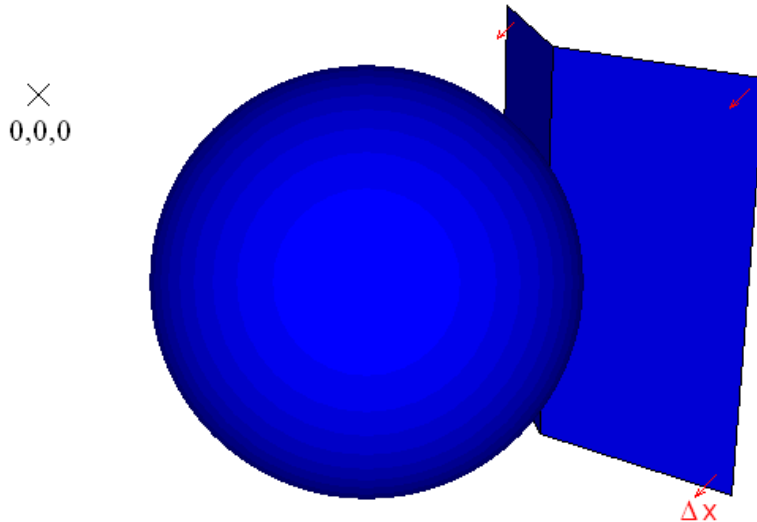


Abbildung 191: Eindringen einer Wand, die aus zwei Ebenen besteht, in eine Kugel

In Abbildung 191 ist dargestellt, wie eine Wand, die aus zwei Ebenen besteht, in eine Kugel eingedrückt wird. Auch hier stimmen Kräfte und Momente. Werden jedoch zwei unabhängige Wände in die Kugel eingedrückt, so erzeugt jede der beiden Wände eine Kraft von 50 N, zusammen also 100 N, und jede der beiden Wände ein Moment von 50 Nm, zusammen also 100 Nm. Auch die Spannung an der Kugel verdoppelt sich, so dass man davon ausgehen kann, dass die gemessene Kraft auch der Kraft entspricht, die tatsächlich auf die Kugel wirkt. Nur tritt die erhöhte Kraft bereits bei der halben Eindringtiefe auf.

5.5.3 Vergleich verschiedener Rechenmodelle

Um in akzeptabler Rechenzeit ausreichend tiefe Bohrungen simulieren zu können, wurde der fünffache des kleinsten Korndurchmessers von Sandstein gewählt: Partikeldurchmesser = $1 \pm 0,1$ mm. Der Schneidplattenreibungswinkel beträgt 20° (Modell 1) bzw. $22,2^\circ$ (Modell 2 – 4). Es wird mit einer konstanten Drehzahl und einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit gebohrt. Die Drehzahl musste zum Erhalt akzeptabler Rechenzeiten erhöht werden: $n=100$ U/s. Der Vorschub bleibt mit 0,765 mm/U gleich. Die Schneidelemente werden durch Quader simuliert.

In Abbildung 192 sind das Rissmuster und das Bohrklein für die verschiedenen Modelle dargestellt. Das Bohrklein wird alle 10° direkt über der Bohrlochsohle sowie vor der Bohrlochwand gelöscht. Deutlich erkennbar ist, dass wie bei den Schneidversuchen bei Kontaktbonds vor allem ein Versagen in Scherrichtung auftritt, während bei Parallelbonds vor allem ein Versagen in Normalenrichtung auftritt.

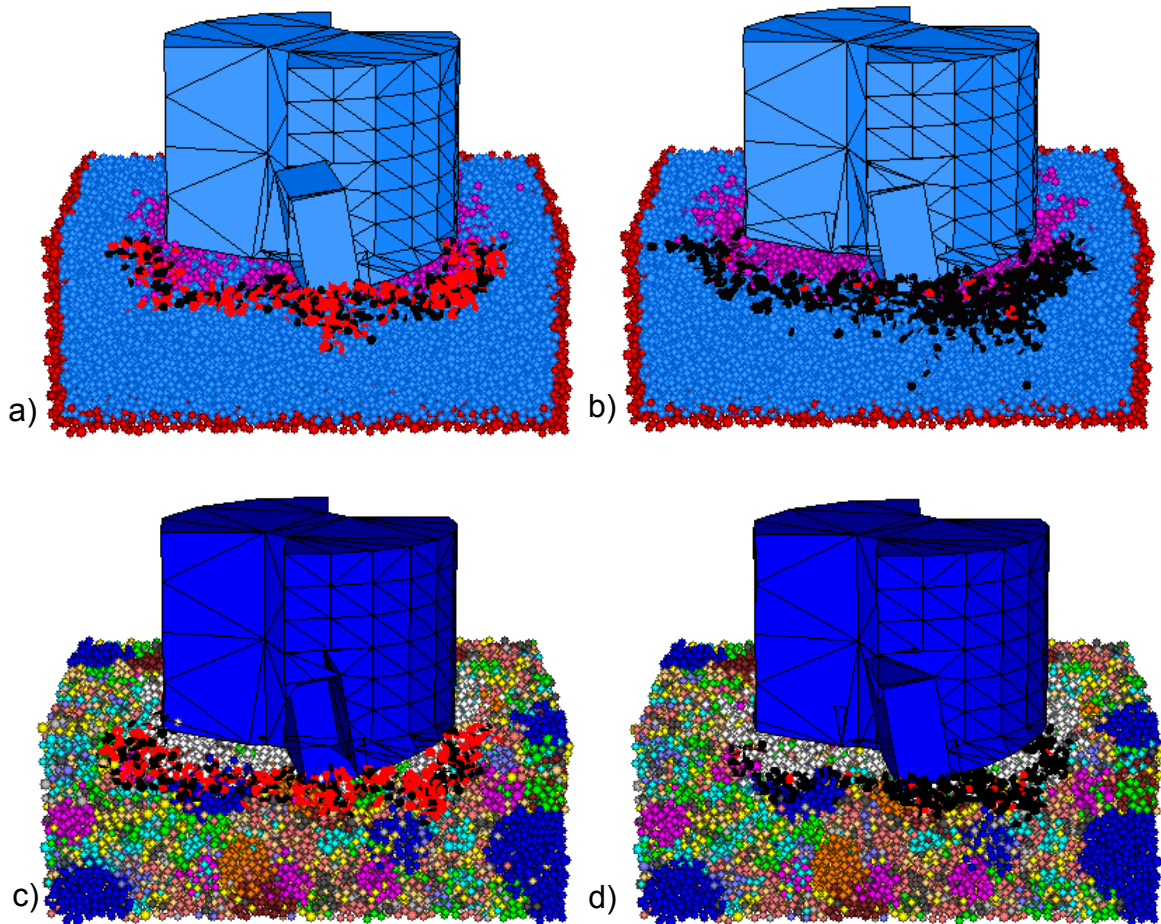


Abbildung 192: Rissmuster nach $6\frac{1}{4}$ Umdrehungen (Vorschub: 4,8 mm) schwarz: Zugrisse, rot: Scherrisse, magenta bzw. weiß: Bohrklein a) Partikelverbindungen nur Kontaktbonds (Bohrversuch 1b3, Material 1/14), b) Parallelbonds (Bohrversuch 2b, Material 2/16), c) Kornstruktur, Kontaktbonds (Bohrversuch3b, Material 3/19), d) Kornstruktur, Parallelbonds (Bohrversuch4b, Material 4/17)

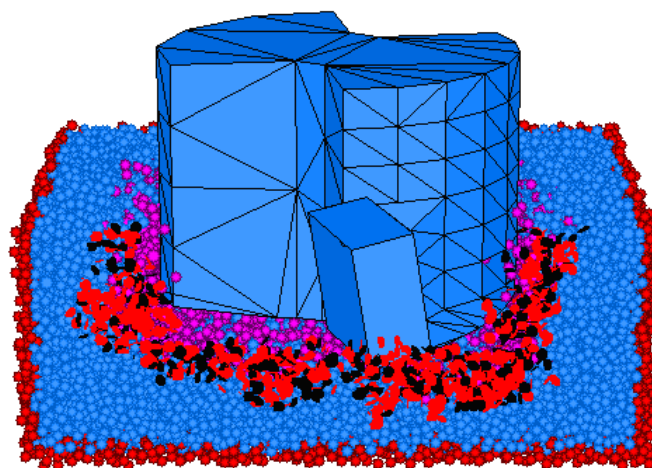


Abbildung 193: Rissmuster nach $13\frac{1}{4}$ Umdrehungen (Vorschub: 10,1 mm), Kontaktbonds (Bohrversuch1b3, Material 1/14)

Die Schneidkräfte liegen bei diesen Simulationen alle weit unter dem realen Wert (Tabelle 19 sowie Abbildung 194 und Abbildung 196).

Tabelle 19: Mittlere Kräfte/ Momente ab der 2. Umdrehung bei verschiedenen Modellen

	Versuchs-stand	Modell 1b3 Kontakt- bonds	Modell 2b Parallel- bonds	Modell 3b Kornstruktur Kontaktbonds	Modell 4b Kornstruktur Parallelbonds
Material		1/14	2/16	3/19	4/17
Vorschub- kraft [N]	1061	170	115	270	109
Drehmoment [Nm]	8,6	2,22	1,32	2,88	1,11

	Versuchsstand	Modell 1c 3,825 mm/U	Modell1d 10U/s (Vorsch /U konst.)
Material		1/14	1/14
Vorschubkraft [N]	1061	2478	64,94
Drehmoment [Nm]	8,6	12,33	0,25

Sowohl bei Modellen mit Parallel- als auch Kontaktbonds sind Kräfte und Momente zu niedrig, wobei sie bei Parallelbonds noch niedriger sind als bei Kontaktbonds.

In Modell 1c wurde die Vorschubgeschwindigkeit erhöht, ohne die Drehzahl zu erhöhen. Das Ergebnis sind höhere Kräfte, die die vom Versuchsstand übertreffen (Abbildung 195). In Modell 1d wurden die Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit reduziert, so dass der Vorschub pro Umdrehung konstant bleibt: es sinken Kraft und Moment (Abbildung 196).

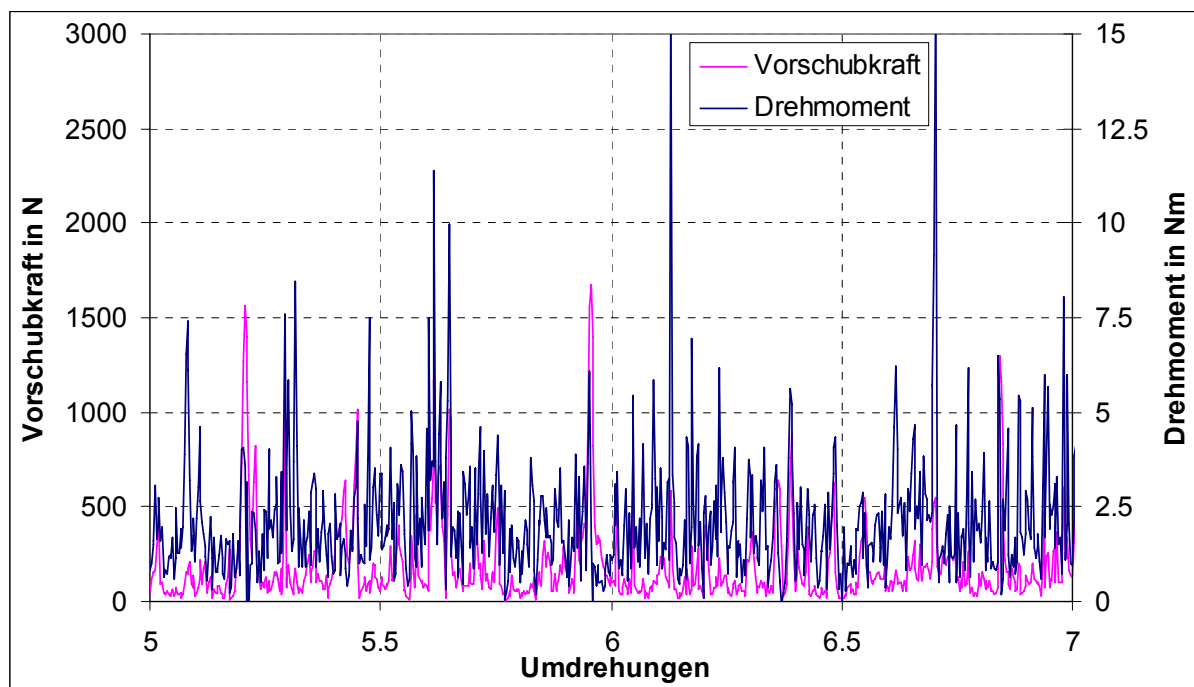


Abbildung 194: Bohrversuch 1b3, Kontaktbonds (Material 1/14)

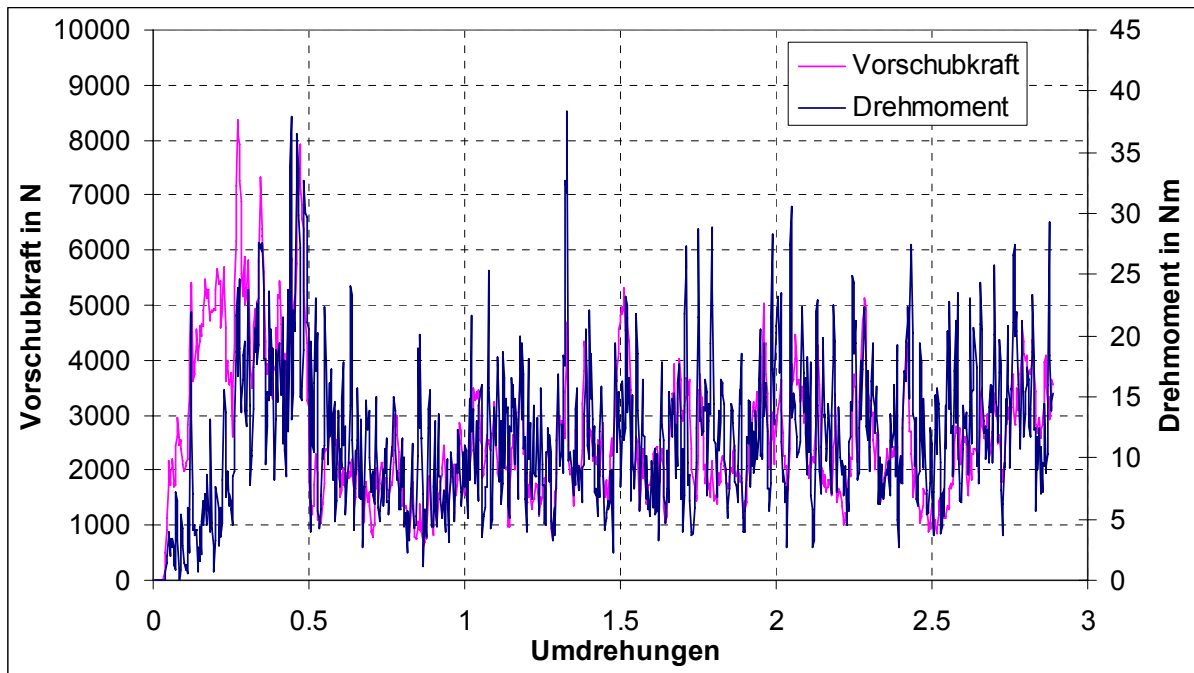


Abbildung 195: Bohrversuch 1c, Kontaktbonds, Vorschub $5 \times 0,765 \text{ mm/Umdrehung}$ (Material 1/14)

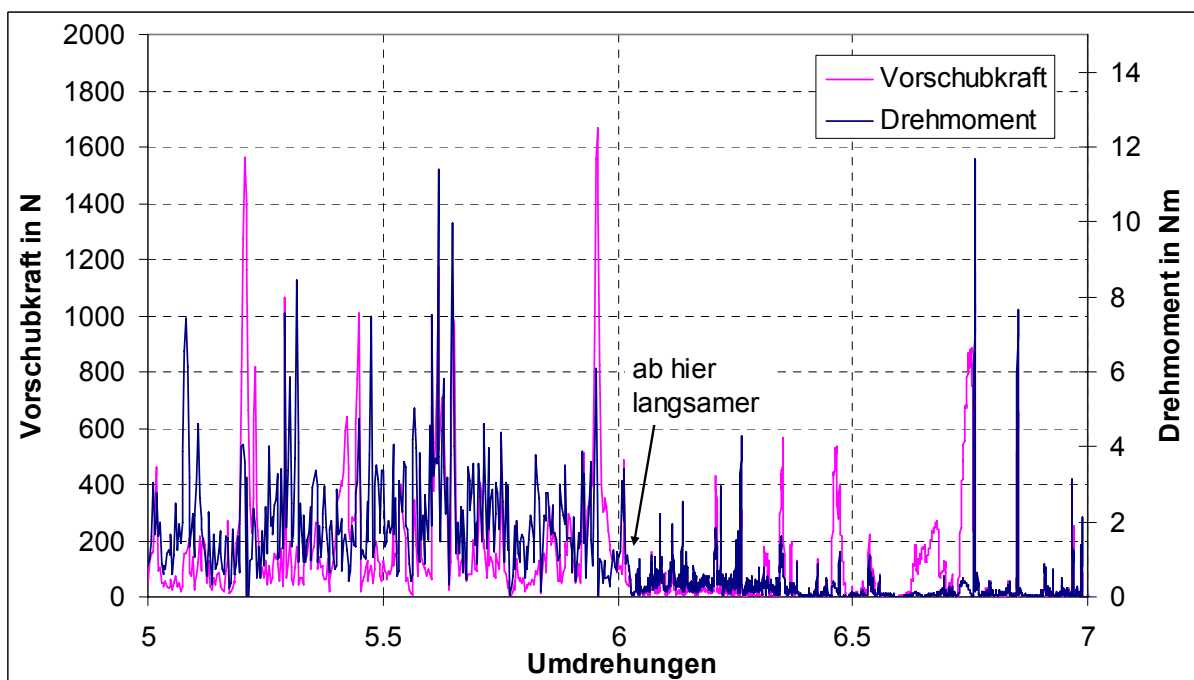


Abbildung 196: Bohrversuch 1d, Kontaktbonds, ab der 6. Umdrehung nur 10 U/s statt 100 U/s (Material 1/14)

Die Kraft steigt im Laufe der Simulation kaum noch an. Bei der Simulation 1b3 betragen Drehmoment und Vorschubkraft zwischen 5 und 7 Umdrehungen im Mittel $2,11 \text{ Nm}$ und 184 N , zwischen 11 und 13 Umdrehungen (Abbildung 193) $2,53 \text{ Nm}$ und 178 N .

In Abbildung 197 ist die Bohrkleinanalyse dargestellt. Da die Partikel in der Simulation den fünffachen Durchmesser haben, während sie im Versuch noch brechen, ist das Bohrklein viel zu groß. Die meisten Bohrkleinkörner bestehen aus nur einem Partikel, bei der Simulation 3b (Kontaktbonds mit Kornstruktur) gibt es auch Körner, die

aus wenigen Partikeln bestehen, bei Verwendung von Parallelbonds (Sim2b und 4b) gibt es fast nur einzelne Bohrkleinpartikel. Die Simulation müsste mit einer Kornstruktur wiederholt werden, bei der auch die kleinsten Körner im Sandstein noch brechen können. Dies ist wegen der langen Rechenzeit aber derzeit im PC-Bereich nicht möglich.

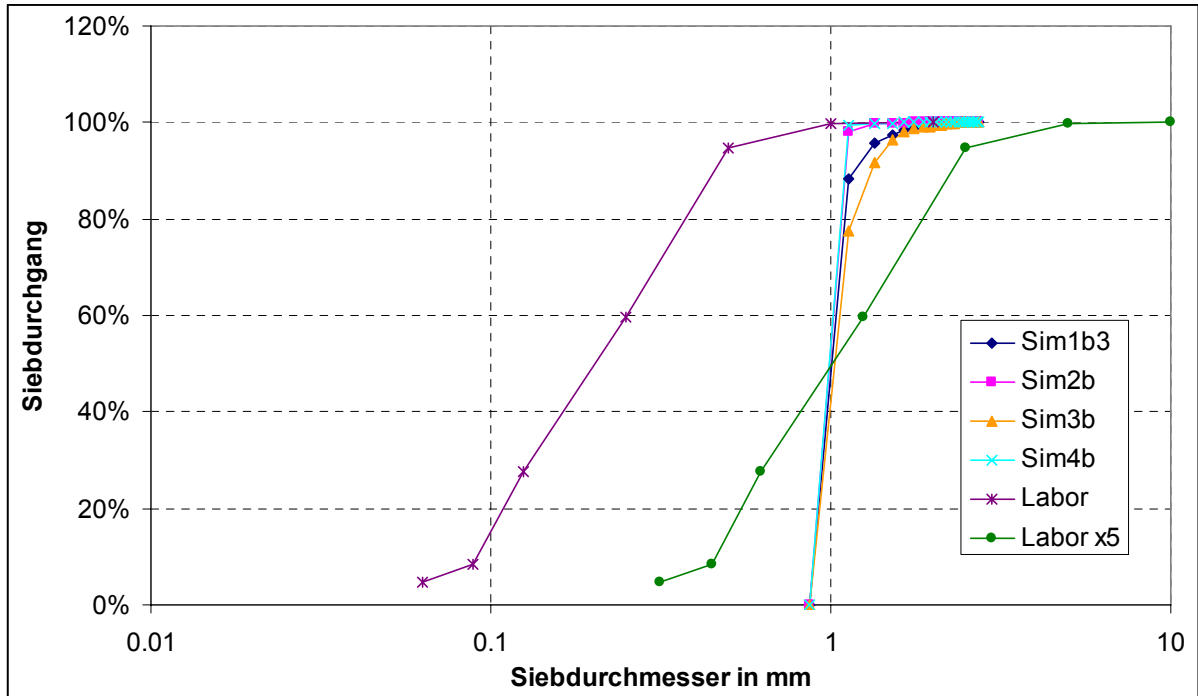


Abbildung 197: Bohrkleinanalyse

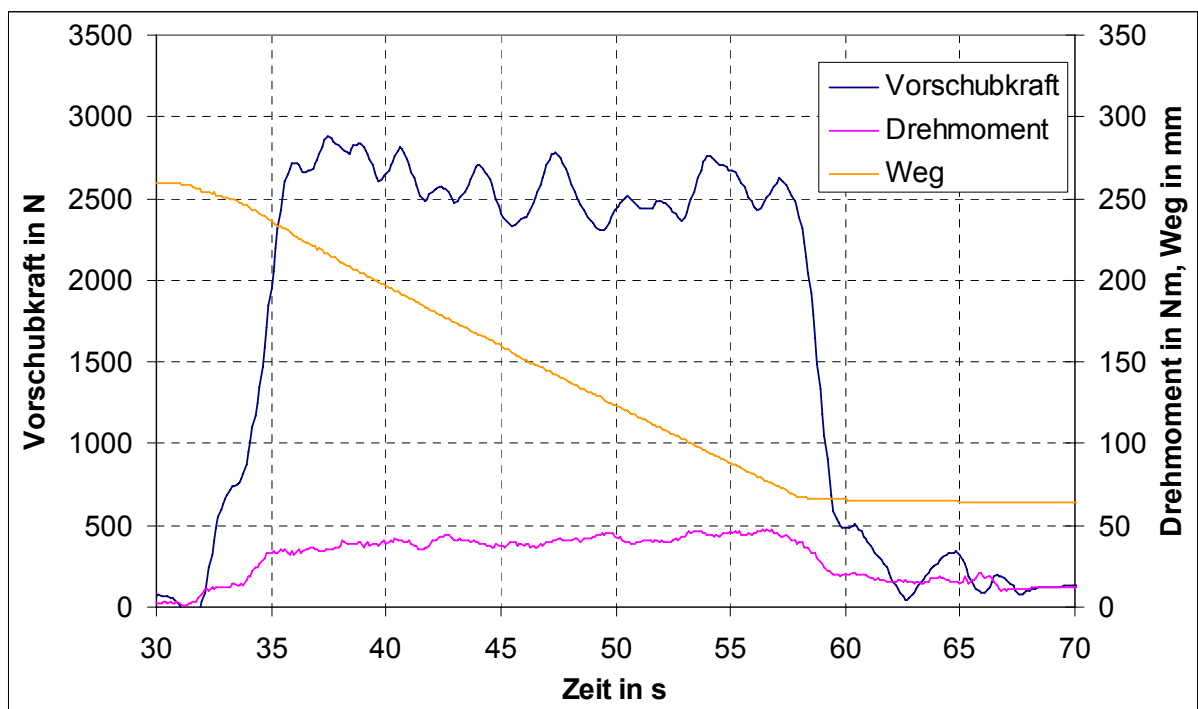


Abbildung 198: Vorschubkraft, Drehmoment und Bohrvorschub beim Bohren von Postaer Sandstein, Bohrversuch 13 geglättet

In Abbildung 198 ist der Bohrversuch 13 dargestellt. Der Vorschub beträgt hier 2,2 mm/U, die Drehzahl 3,3 U/s. Die mittlere Vorschubkraft beträgt 2584 N und das mittlere Drehmoment 40,5 Nm.

Da in der Simulation nur der Anfang beim Bohren ausgewertet wird, der Bohrer im Versuch jedoch viel tiefer eindringt, sind die Kräfte und Momente im Versuch deutlich höher als in der Simulation (Tabelle 20). Im Laborversuch tritt Reibung an der Außenfläche auf, die Bohrspülung sorgt für Reibung und das Bohrklein wird nachzerkleinert. Zur besseren Vergleichbarkeit mit den numerischen Simulationen wurden daher Anschnittversuche durchgeführt. Der Bohrer hat dabei nur die ersten Umdrehungen durchgeführt, der Bohrvorgang wurde kurz nach dem Start wieder abgebrochen. In Abbildung 199 ist ein Beispiel gezeigt. Das Problem ist, dass Vorschubkraft, Drehmoment und Bohrgeschwindigkeit im Versuch noch keine konstanten Werte erreichen und daher repräsentative Werte nur grob bestimmt werden können.

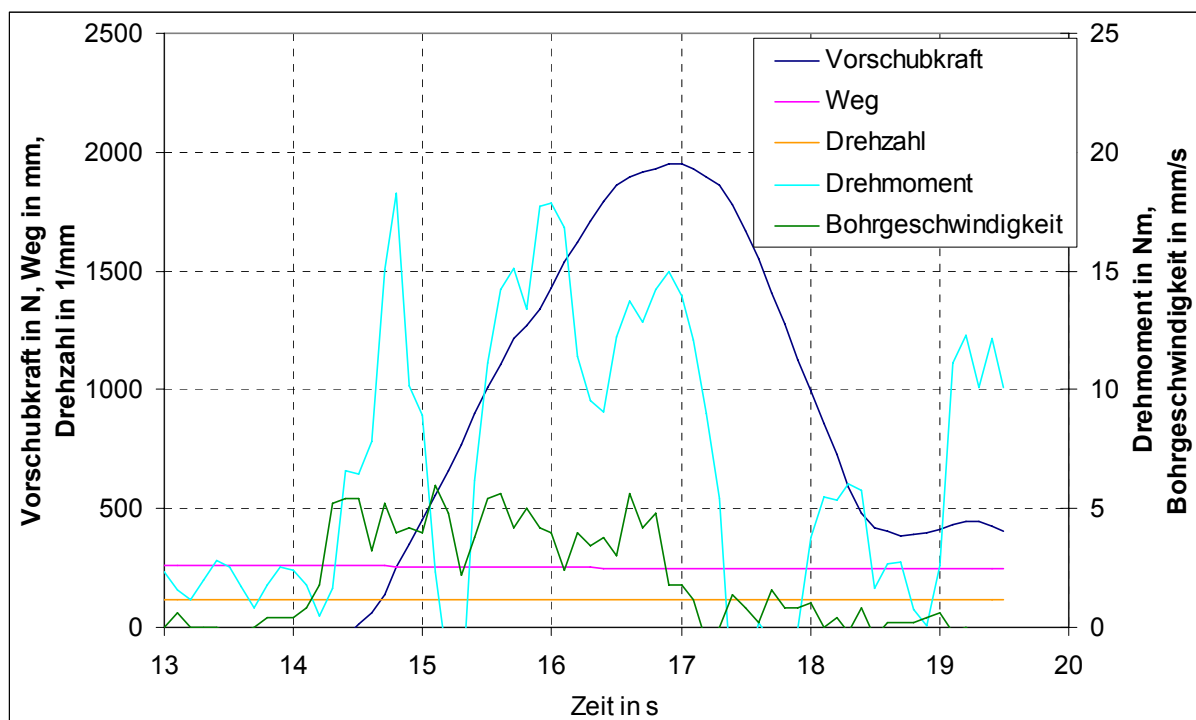


Abbildung 199: Anschnittversuch in Postaer Sandstein, Auflast 20 kg

Es wurden Bohranschnittversuche mit verschiedener Auflast gefahren. Dabei wurde die Kraft über verschiedene Rollen verstärkt, so dass die Vorschubkraft größer ist als die Auflast. In Abbildung 200 sind die Bohrparameter bei verschiedener Auflast dargestellt. Man erkennt, dass die Vorschubkraft, die am Bohrkopf gemessen wird, nicht mit der Auflast steigt. Außerdem steigt der Vorschub nicht mit der Auflast. Der Grund ist, dass die Werte nur sehr grob bestimmt werden können. Der Vorschub beträgt zwischen 0,53 und 1,12 mm/U. Lediglich das Drehmoment steigt mit der Auflast. Trotz der Probleme sollen die Werte zum Vergleich mit den Simulationen herangezogen werden.

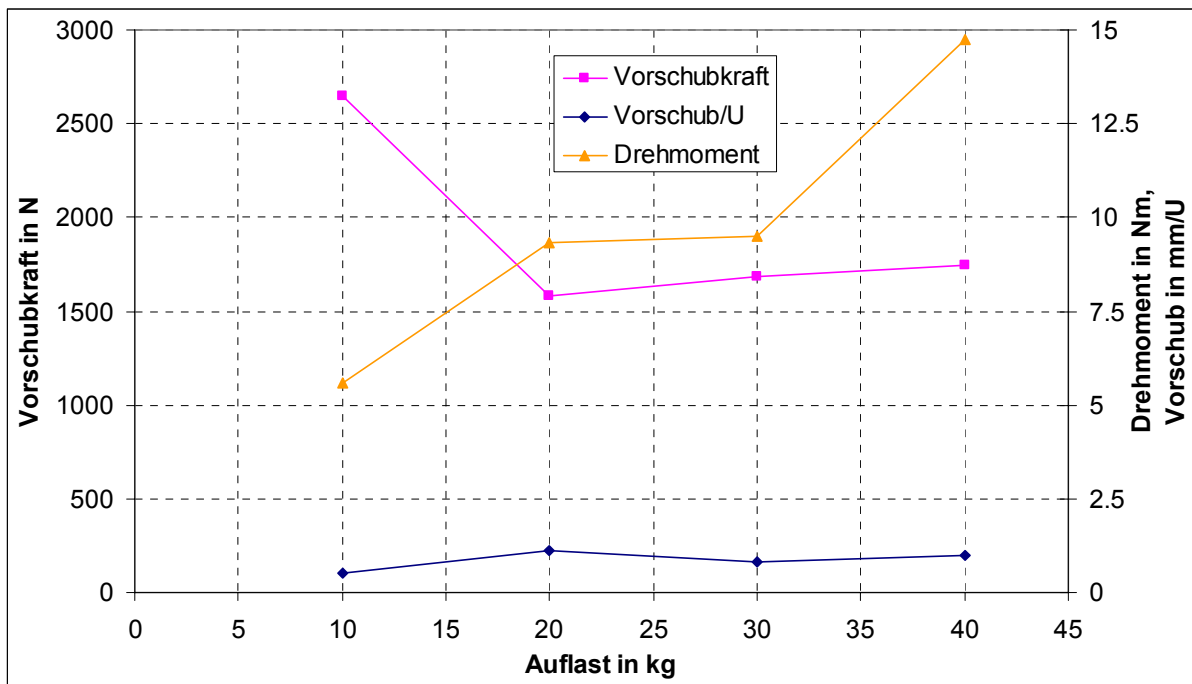


Abbildung 200: Vorschub, Vorschubkraft und Drehmoment in Abhängigkeit der Auflast

Es wurden Bohrversuche mit folgenden Parametern simuliert:

- Partikeldurchmesser im oberen Bereich fünfmal so groß ($d=1$ mm) wie der kleinste Korndurchmesser von Postaer Sandstein, im unteren Bereich der zehnfache Durchmesser ($d=2$ mm)
- nur Parallelbonds
- Kornstruktur, fünffacher Korndurchmesser wie in der Sieblinie von Postaer Sandstein, im Korn herrscht die doppelte Steifigkeit und die fünffache Festigkeit wie zwischen zwei Körnern
- dort, wo ein Parallelbond installiert werden konnte, beträgt die Steifigkeit des Parallelbonds 100 % und ist die Kontaktsteifigkeit 0, die Kontaktsteifigkeit erhält aber nach dem Bruch des Parallelbonds den ursprünglichen Wert
- regelmäßige Entfernung des Bohrkleins im Bohrloch 1 mm über der Bohrlochsohle und 1 mm innerhalb der Bohrlochwand
- Bondfestigkeit in Normalen- und Scherrichtung sowohl innerhalb der Körner als auch zwischen den Körnern gaußverteilt, Standardabweichung beträgt 50% des Mittelwertes der Kontaktfestigkeit (Material 4/38)
- Vorschub 2,5 mm/U
- Spanwinkel $-9,4^\circ$, wenn nicht anders angegeben
- Drehzahl 10 U/s \rightarrow Rotationsgeschwindigkeit an äußerer Schneide 0,6 m/s

In Simulation 4k0 wurde die zweite Umdrehung ausgewertet. Da allerdings schon die Schneidversuche zeigten, dass nur die erste Überfahrt verwendet werden kann, wurde bei den weiteren Simulationen (ab Simulation 4k2) nur die erste halbe Umdrehung verwendet. Gleichzeitig müssen in die Probe Stufen eingearbeitet werden, so als hätte sich der Bohrkopf bereits gedreht, da man sonst nur Informationen über die erste halbe Umdrehung in einer frischen Probe erhält. Die Stufen werden erzeugt, indem der Bohrkopf sich vor dem Bohrvorgang bereits eine Runde dreht und dabei alle Partikel gelöscht werden, die den Bohrkopf berühren. So entsteht in der Probe das erforderliche Profil, ohne dass sich Risse bilden (Abbildung 201).

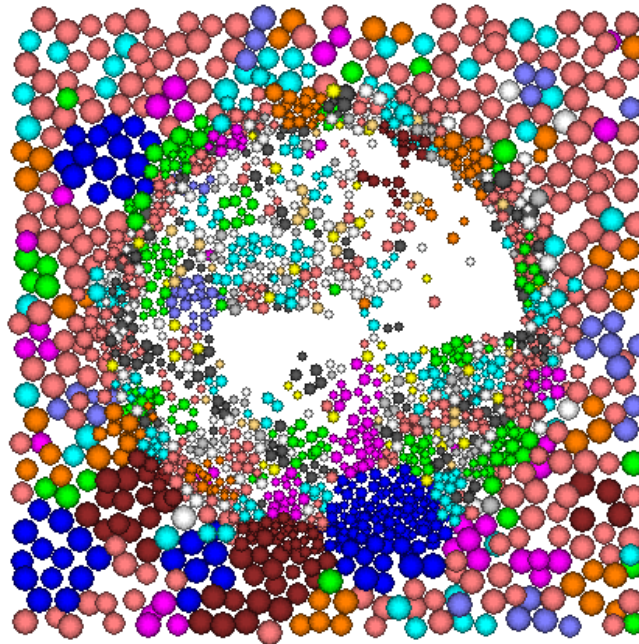


Abbildung 201: Schnitt durch die oberste Schicht (3 mm) nach der Herstellung des Initialzustandes

In Tabelle 20 sind die Parameter verschiedener Bohrsimulationen dargestellt.

Tabelle 20: Simulation von Bohrversuchen mit Parallelbonds und einer Kornstruktur

Simulation	Stufe	Bohrkopf	Schneiden- radius [mm]	Spandicke [mm]	Vorschubkraft [N]	Drehmoment [Nm]
Laborv. 13				2,2	2584	40,5
Anschnitt- versuch 2				1,1	1578	9,34
4k0	nein	komplett	0	2,5	1122	3,39
4k2	ja	komplett	0	2,5	1697	5,66
4k3	ja	nur Schneiden	0,01 (≈ 0)	2,5	1190	6,10
4k4	ja	nur Schneiden	0,2	2,5	1595	6,55
4k5	ja	nur Schneiden	0,5	2,5	1418	6,67
4k7	ja	komplett	0,5	2,5	1545	6,64
4k8	ja	komplett	1	2,5	1755	7,52
4k9	ja	komplett	2	2,5	2564	8,46
4k10	ja	komplett	0,2	1	745	2,99
4k11	ja	nur Schnei- den; -20°	0,5	2,5	1626	7,71
4k12	ja	nur Schnei- den; -5°	0,5	2,5	2156	6,49
4k7b	ja	komplett	0,5	2,5	1749	8,89
4k14b	ja	komplett o. Schneide 2	0,5	2,5	1740	7,61
4k15	ja	komplett o. Schneide 1	0,5	2,5	1567	5,77
4k16	ja	komplett o. Schneide 3	0,5	2,5	1772	7,65

Die niedrigsten Kräfte / Momente treten bei der Simulation 4k0 auf, da hier die Werte bei der zweiten Umdrehung genommen wurden und die Probe von der ersten Umdrehung bereits vorgeschädigt ist (bei der ersten Umdrehung sind die Kräfte noch geringer). Bei der Simulation 4k2 steigen die Kräfte und das Moment, da die Probe hier nicht vorgeschädigt ist. Bei der Simulation 4k3 sind nur die Schneidelemente vorhanden, und diese sind nur nach hinten, jedoch nicht zur Seite verdreht. Dadurch sinkt die Vorschubkraft, das Drehmoment steigt leicht. Hier konnte der Abrundungsradius erhöht werden. In Simulation 4k4 wurde er auf 0,2 mm erhöht. Die Vorschubkraft steigt dadurch, das Drehmoment steigt nur leicht. In Simulation 4k5 wurde der Abrundungsradius auf 0,5 mm erhöht, die Vorschubkraft sinkt leicht, das Drehmoment ist identisch. Es gelang schließlich, die Schneidelemente abzurunden, ohne den Bohrkopf zu löschen. In Simulation 4k7 wurde der Abrundungsradius im Vergleich zur 4k2 von 0 auf 0,5 mm erhöht, es sinkt die Vorschubkraft leicht, während das Drehmoment steigt. In Simulation 4k8 und 4k9 wurde der Radius weiter auf 1 mm und 2 mm erhöht, es steigen Kraft und Drehmoment weiter. In Simulation 4k9 wird die Vorschubkraft von Bohrversuch 13 erreicht, während das Drehmoment weiterhin zu niedrig ist (Abbildung 202). Leider wurde in den Anschnittversuchen kein Vorschub von 2,5 mm/U erreicht, so dass sich die meisten Simulationen nicht direkt mit dem Anschnittversuch vergleichen lassen. Man erkennt aber, dass die Simulationen mit einem höheren Schneiden-Abrundungsradius, jedoch mit einer Spandicke von 2,5 mm, in etwa das Drehmoment und die Vorschubkraft des Anschnittversuches mit einer Spandicke von 1,1 mm erreichen. Bei einer Spandicke von 1 mm (Simulation 4k10) sind Vorschubkraft und Drehmoment zu niedrig.

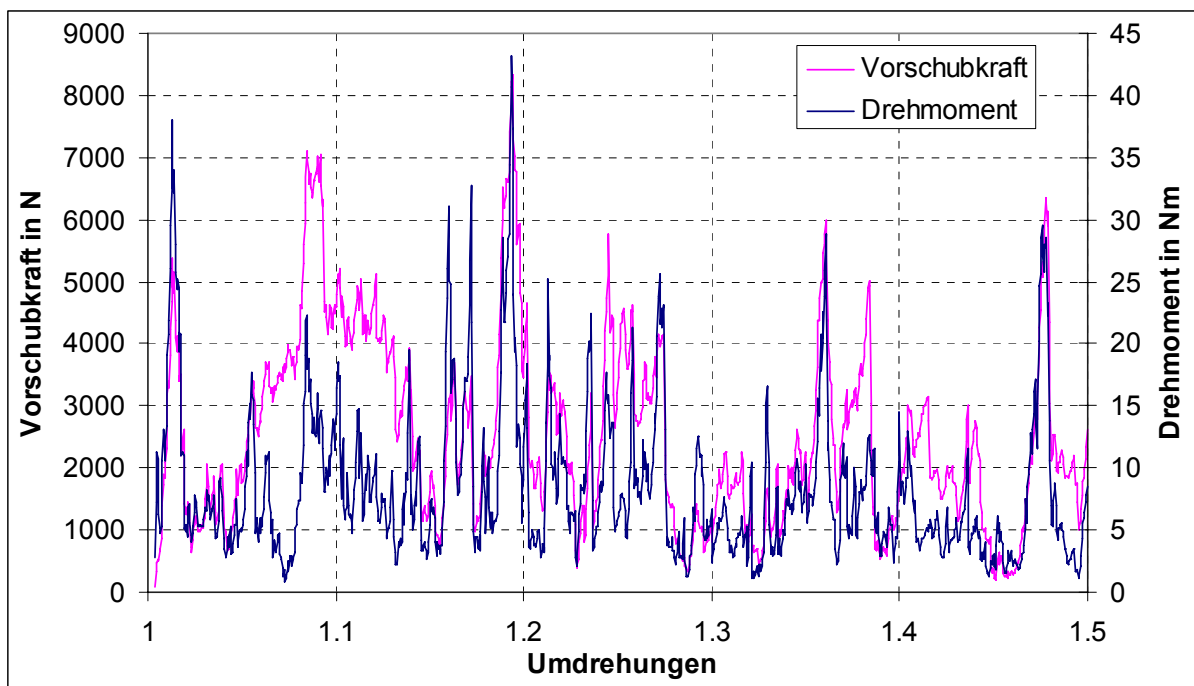


Abbildung 202: Bohrkraft und -moment bei der Simulation 4k9 (abgerundete Schneide $r=2$ mm, Material 4/38)

In Abbildung 203, Abbildung 204 und Abbildung 205 sind die Bohrkräfte und Momente bei verschiedenen stumpfen Schneidelementen dargestellt. Je stumpfer die Schneidelemente sind, desto höher sind die Kräfte und Momente bei gleichbleibender Spandicke und Drehzahl. Die Kräfte und Momente stimmen einigermaßen mit den experimentellen Anschnittversuchen überein, wenn der Abrundungsradius 0,5 mm bis 1 mm beträgt. Zu beachten ist, dass die Spandicke im Experiment ca. 1 mm

beträgt, in der Simulation 2,5 mm. Bei der Simulation mit einer Spandicke von 1 mm sind Kraft und Drehmoment zu niedrig. Die Berge und Täler im Kraftverlauf entstehen durch die Kornstruktur.

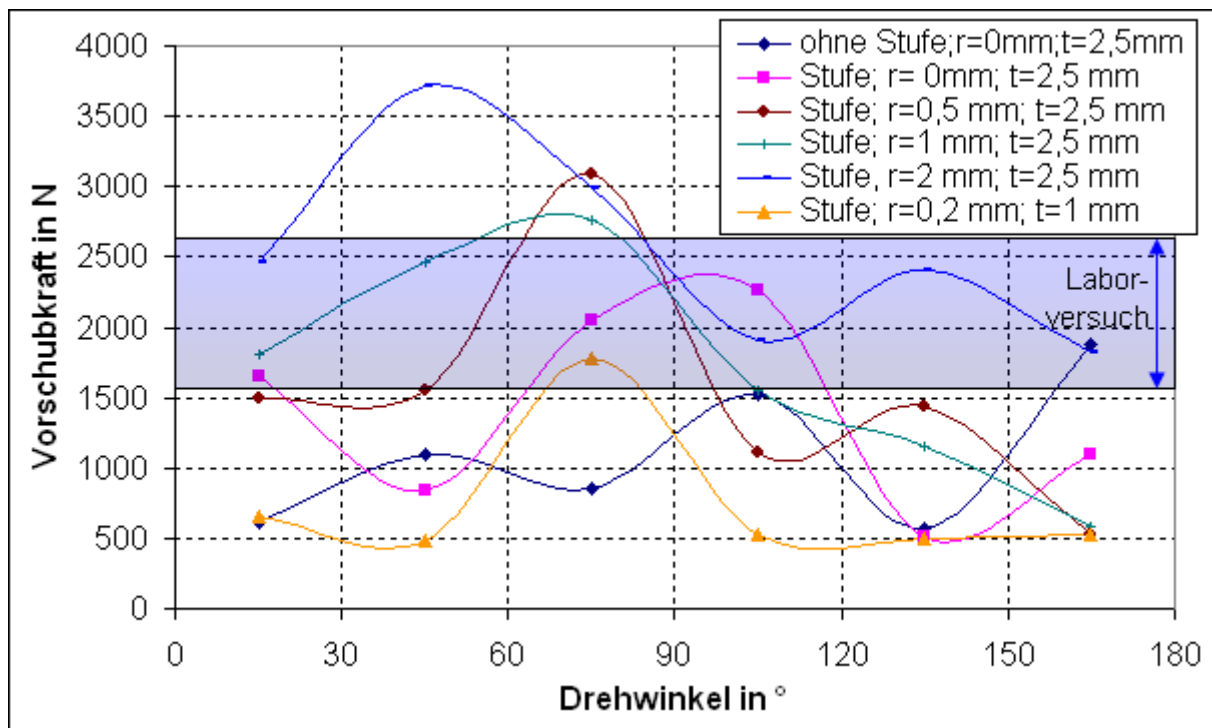


Abbildung 203: Vorschubkraft bei der Simulation verschiedener Bohrversuche, der Bereich der Anschnitt-Laborversuche aus Abbildung 200 ist blau markiert, r =Abrundungsradius der Schneiden, t =Spandicke (Simulation 4k0, 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, 4k10, Material 4/38)

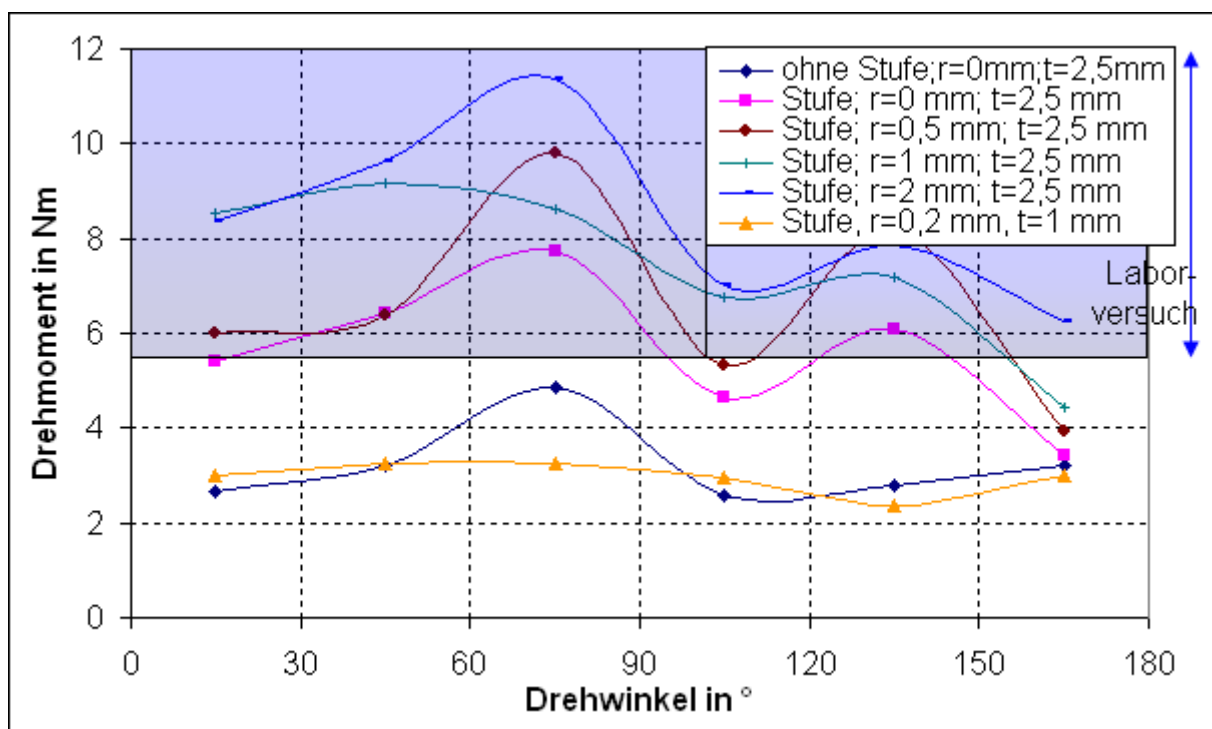


Abbildung 204: Drehmoment bei der Simulation verschiedener Bohrversuche, der Bereich der Anschnitt-Laborversuche aus Abbildung 200 ist blau markiert, r =Abrundungsradius der Schneiden, t =Spandicke (Simulation 4k0, 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, 4k10, Material 4/38)

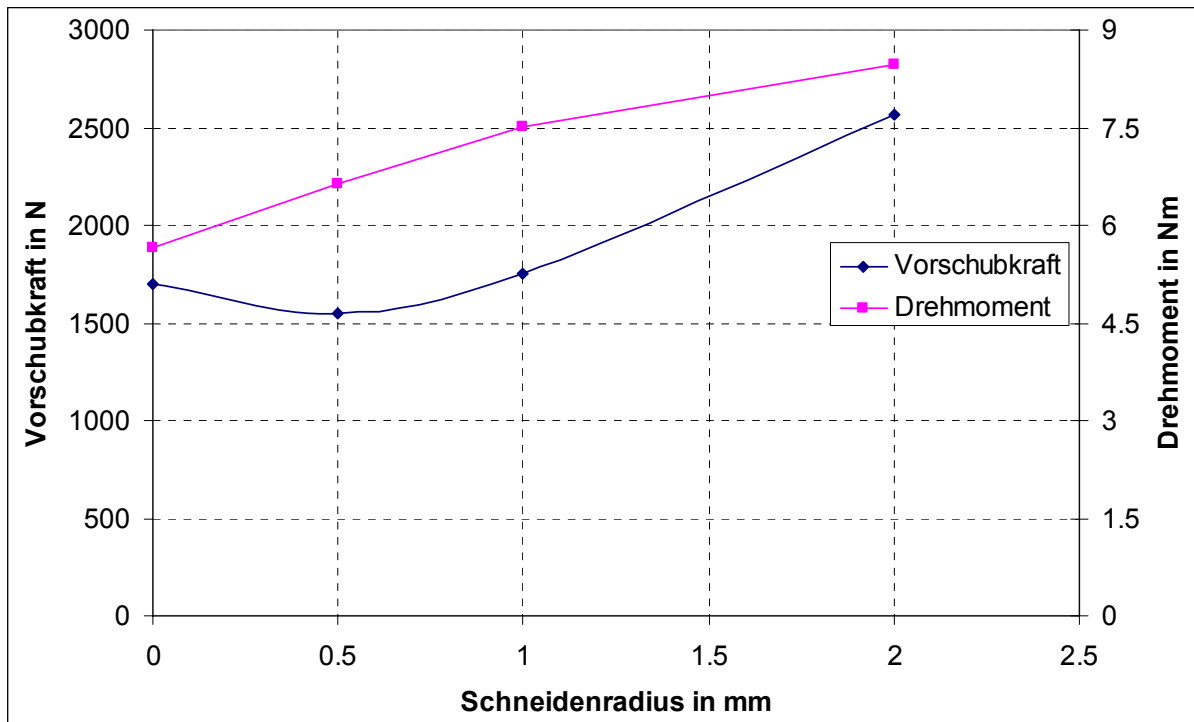


Abbildung 205: Kräfte in Abhängigkeit des Schneidenradius (Partikeldurchmesser 1 mm, Spandicke 2,5 mm, Spanwinkel -9,4 °, Simulation des kompletten Bohrkopfes, Simulation 4k2, 4k7, 4k8, 4k9, Material 4/38)

Erhöht man den negativen Spanwinkel von -9,4 ° (4k5) auf -20° (4k11), so steigen wie bei den Schneidversuchen Drehmoment und Vorschubkraft an (Abbildung 206). Bei einer Verringerung des negativen Spanwinkels auf -5° (4k12) macht sich der Effekt des sinkenden Freiwinkels bemerkbar, so dass die Vorschubkraft steigt.

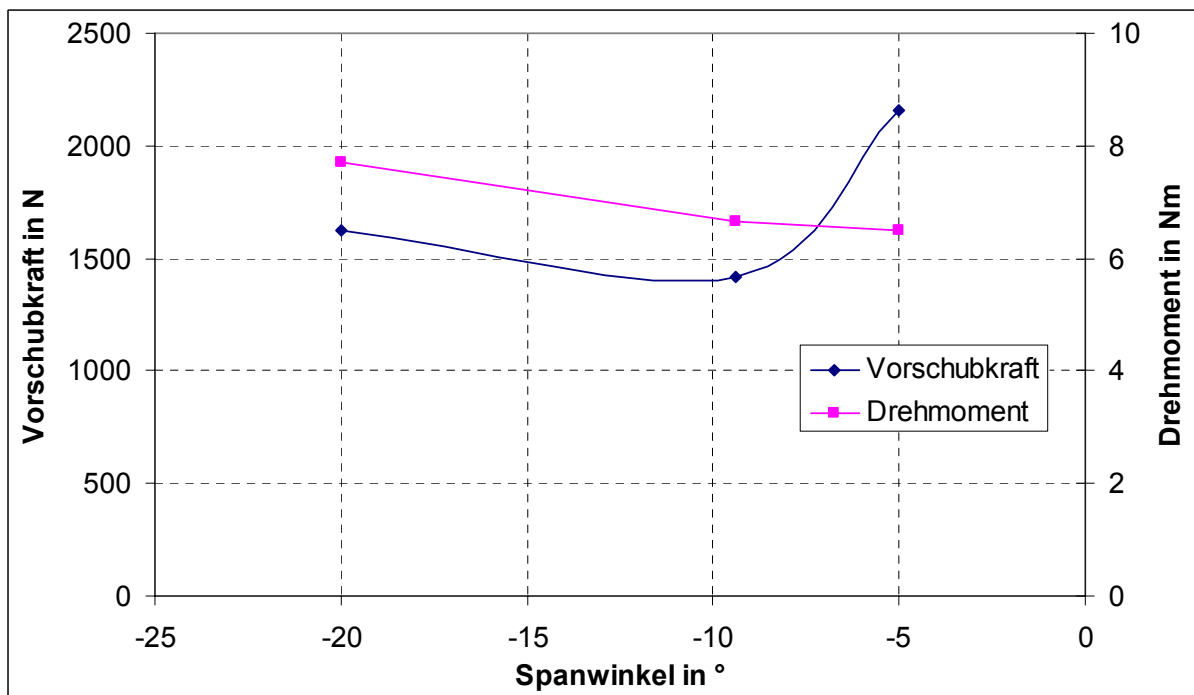


Abbildung 206: Vorschubkraft und Drehmoment in Abhängigkeit des Spanwinkels (Simulation 4k11, 4k5, 4k12, Material 4/38)

5.5.4 Vergleich der Simulation des Bohrversuches mit dem Schneidversuch

Da die Kräfte in den Schneidversuchen in der Simulation relativ gut mit den Laborversuchen übereinstimmen, bei den Bohrversuchen jedoch Abweichungen auftreten, sollen hier simulierte Bohrversuche mit den experimentellen Schneidversuchen verglichen werden.

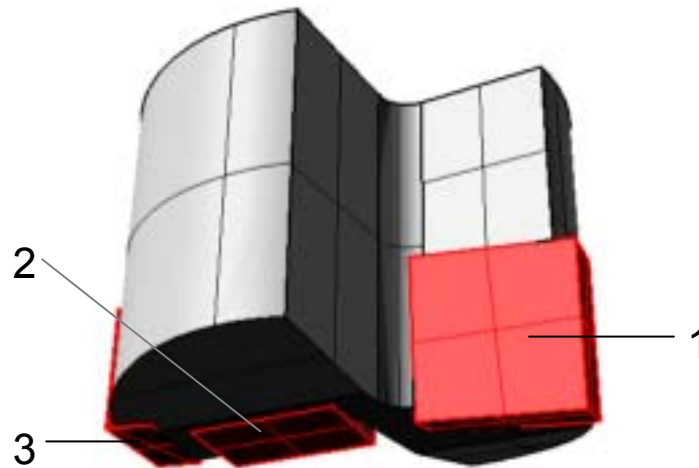


Abbildung 207: Bohrkopf mit einzelnen Schneidelementen

a) Spandicke = 2 mm

In Tabelle 21 ist der Vergleich einer Bohrsimulation mit einem experimentellen Schneid- und einem Bohrversuch dargestellt. Verglichen mit dem Bohrversuch ist das Drehmoment in der Bohrsimulation zu niedrig. Vergleicht man jedoch die Schnittkräfte der Einzelschneidelemente mit dem Laborschneidversuch, so stimmt zumindest die Kraft an der äußeren Schneide (Schneide 1) überein. Errechnet man aus den Einzelschneidkräften des Schneidversuches das Gesamtdrehmoment, das der Bohrer haben müsste, so ergibt sich in etwa:

$$M_{\text{ges}} = F_1 \cdot r_1 + F_2 \cdot r_2 + F_3 \cdot r_3$$

$$M_{\text{ges}} = 443 \text{ N} \cdot 10 \text{ mm} + 376 \text{ N} \cdot 4,25 \text{ mm} + 128 \text{ N} \cdot 13,55 \text{ mm} = 7,8 \text{ Nm} \quad (40)$$

mit F_1, F_2, F_3 : Kraft an Schneide 1, 2 und 3

r_1, r_2 und r_3 : Abstand des Mittelpunktes der Schneiden zum Mittelpunkt des Bohrers

(die Kräfte wurden entsprechend der Schneidenbreite reduziert)

Dieser Wert liegt deutlich unter den 40,5 Nm vom Bohrversuch, stimmt aber in etwa mit der Bohrsimulation überein.

Die Vorschubkräfte sind in der Bohrsimulation im Vergleich zum Bohrversuch zu niedrig, im Vergleich zum Schneidversuch zu hoch.

Tabelle 21: Vergleich eines simulierten Bohrversuches mit einem Schneid- und einem Bohrversuch im Labor bei einer Spandicke von ≈ 2 mm

	Labor		Simulation
	Schneidversuch 5	Bohrversuch 13	Bohrversuch 4k5
Spandicke [mm]	2	2,2	2,5
Geschwindigkeit [m/s]	0,1	200 U/min → 0,21	10 U/s → 0,63
Partikeldurchmesser [mm]	0,2 – 2	0,2 – 2	1
Schneidkantenradius [mm]			0,5
gesamt. Drehmoment [Nm]		40,5	6,67
Schnittkraft Schneide 1 [N]	443		406
Schnittkraft Schneide 2 [N]			102
Schnittkraft Schneide 3 [N]			77
gesamte Vorschubkraft [N]		2584	1418
Vorschubkraft 1 [N]	310		529
Vorschubkraft 2 [N]			683
Vorschubkraft 3 [N]			200
$F_{\text{Schnitt1}}/F_{z1}$	1,43		0,77
$F_{\text{Schnitt2}}/F_{z2}$			0,15
$F_{\text{Schnitt3}}/F_{z3}$			0,39

b) Spandicke = 1 mm

Auch bei einer Spandicke von 1 mm sind Drehmoment und Vorschubkraft in der Bohrsimulation im Vergleich zum Bohrversuch im Labor zu niedrig (Tabelle 22). Verglichen mit dem Schneidversuch im Labor stimmen zumindest die Kräfte von Schneide 1 überein. Schneide 3 befindet sich 1 mm über Schneide 1 und 2 und hat daher bei einer Spandicke von 1 mm kaum noch Kontakt zum Boden. Errechnet man aus den Einzelschneidkräften des Schneidversuches das Gesamtdrehmoment, das der Bohrer haben müsste, so ergibt sich in etwa:

$$M_{\text{ges}} = 311 \text{ N} \cdot 10 \text{ mm} + 264 \text{ N} \cdot 4,25 \text{ mm} + 0 \text{ N} \cdot 13,55 \text{ mm} = 4,2 \text{ Nm} \quad (41)$$

Das Drehmoment der Simulation liegt näher an diesem Wert als am Drehmoment vom Laborversuch.

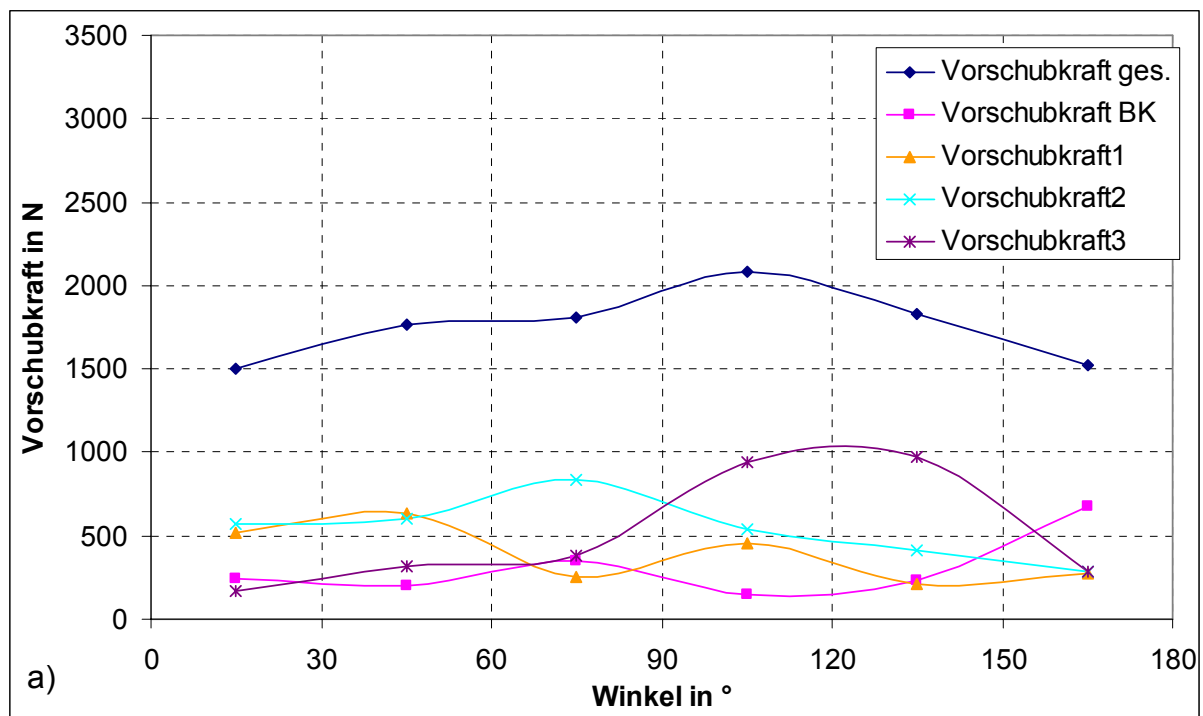
Insgesamt gesehen belegt dieser Vergleich, dass beide Simulationen konsistente Ergebnisse erbringen und die partiellen Abweichungen zu den Laborergebnissen darin begründet sind, dass bestimmte Effekte (z.B. Bohrspülung, Reibung Bohrer – Bohrlochwand, Zerkleinerung auf Bohrlochsohle, Abtransport Bohrklein) in der Simulation modelltechnisch nicht berücksichtigt wurden.

Tabelle 22: Vergleich eines simulierten Bohrversuches mit einem Schneid- und einem Bohrversuch im Labor bei einer Spandicke von ≈ 1 mm

	Labor		Simulation
	Schneidvers. 12	Bohrversuch 2010-06-03	Bohrvers. 4k10
Spandicke [mm]	1	0,77	1
Geschwindigkeit [m/s]	0,1	300 U/min \rightarrow 0,31	12,8 U/s \rightarrow 0,8
Partikeldurchmesser [mm]	0,2 – 2	0,2 – 2	1
Schneidkantenradius [mm]			0,2
gesamt. Drehmoment [Nm]		8,6	3,00
Schnittkraft Schneide 1 [N]	311		2,25 Nm \rightarrow 225
Schnittkraft Schneide 2 [N]			0,62 Nm \rightarrow 146
Schnittkraft Schneide 3 [N]			0,06 Nm \rightarrow 4,43
gesamte Vorschubkraft [N]		1061	593
Vorschubkraft 1 [N]	259		240
Vorschubkraft 2 [N]			227
Vorschubkraft 3 [N]			13,1
$F_{\text{Schnitt1}}/F_{z1}$	1,2		0,94
$F_{\text{Schnitt2}}/F_{z2}$			0,64
$F_{\text{Schnitt3}}/F_{z3}$			0,34

5.5.5 Betrachtungen zu den einzelnen Schneidplatten

Ein wesentlicher Vorteil der Simulation ist, dass man nicht nur integrale Werte bzgl. der Kräfte und Momente erhält, sondern auch hochauflösend die Belastungen an einzelnen Teilen des Werkzeuges, z.B. den einzelnen Schneidplatten, ermitteln kann.



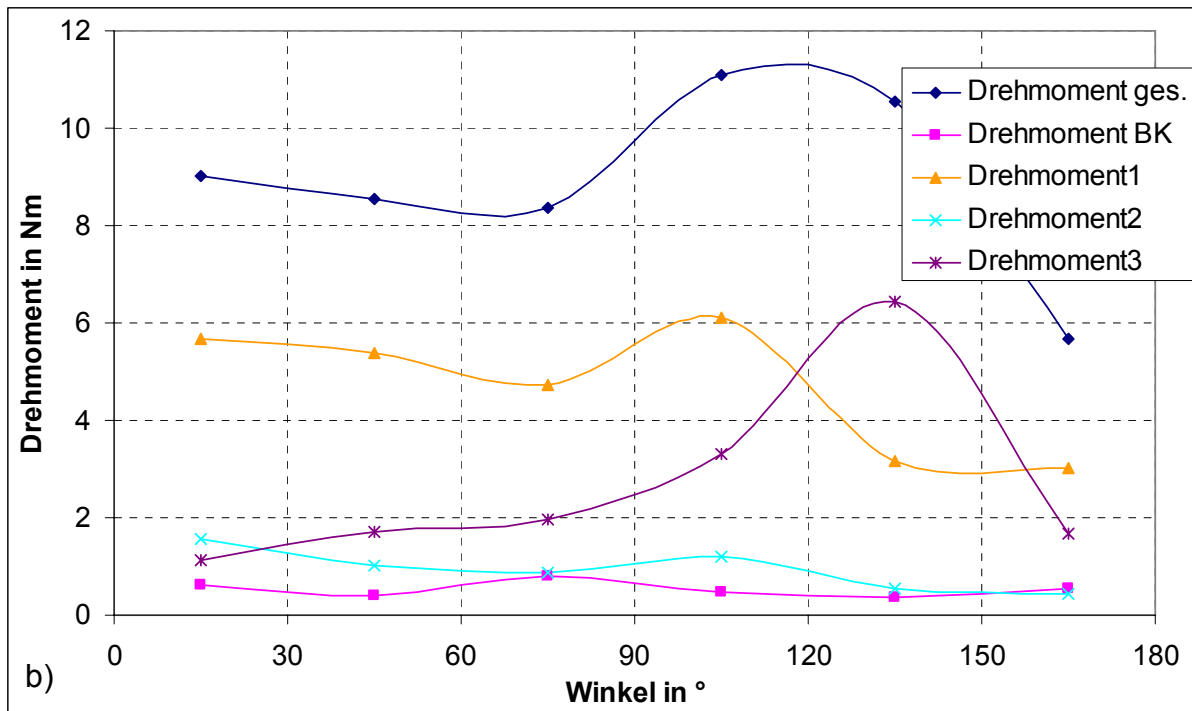


Abbildung 208: a) Einzelkräfte und b) Einzelmomente bei der Simulation des Bohrversuchs 4k7b (BK = Bohrkopf ohne Schneidelemente), die Nummerierung kennzeichnet die drei Schneiden des Bohrkopfes (Material 4/38)

In Abbildung 208 und in Tabelle 23 sind die Kräfte und Momente einer Bohrsimulation dargestellt. Man erkennt, dass der größte Teil des Drehmomentes von der äußeren Schneide 1 und der größte Teil der Vorschubkraft von der inneren Schneide 2 und der Randschneide 3 verursacht werden. Bei dem Drehmoment bzw. der Vorschubkraft vom Bohrkopf (BK) handelt es sich um das Teil, an dem die Schneidelemente befestigt sind (grauer Teil in Abbildung 207).

Tabelle 23: Einzelmomente und -kräfte bei der Bohrsimulation 4k7b

M_{ges} [Nm]	8,89	$F_{z, \text{ges}}$ [N]	1749
M_{Bohrkopf} [Nm]	0,54	$F_{z, \text{Bohrkopf}}$ [N]	303
M_1 [Nm]	4,71	$F_{z,1}$ [N]	394
M_2 [Nm]	0,94	$F_{z,2}$ [N]	545
M_3 [Nm]	2,69	$F_{z,3}$ [N]	507

Des Weiteren wurde untersucht, was passiert, wenn einzelne Schneidelemente fehlen, weil sie z.B. weggebrochen sind. Die Abrundung der Schneidelemente beträgt $r=0,5$ mm, der Bohrkopf wurde hinter den fehlenden Schneiden ebenfalls mit $r=0,5$ mm abgerundet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 209 bis Abbildung 211 und in Tabelle 24 bis Tabelle 26 dargestellt.

An Schneide 1 wirkt das höchste Drehmoment. Bei fehlender Schneide 1 sinken das Gesamtdrehmoment und die Gesamtvorschubkraft. Man erkennt, dass das Drehmoment und die Vorschubkraft am Bohrkopf größer werden. Bei den verbleibenden Schneidplatten ändert sich wenig, die Kraft an Element 3 sinkt. Bei fehlender Schneide 2 ändert sich bei den Drehmomenten wenig, das Drehmoment am Bohrkopf steigt etwas, das Drehmoment an Schneide 3 sinkt sogar etwas. Die Kraft am Bohrkopf steigt stark an. Fehlt Schneide 3, so ändert sich bei den Momenten wenig, das Gesamtmoment sinkt etwas und die verbleibenden Drehmomente steigen etwas.

Die an Schneide 3 fehlende Kraft teilt sich gleichmäßig auf die anderen Elemente auf.

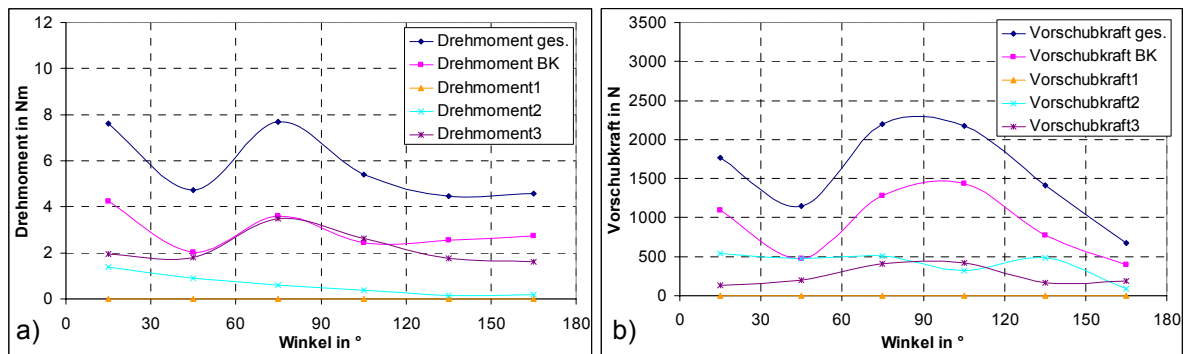


Abbildung 209: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 1 (Simulation 4k15, Material 4/38)

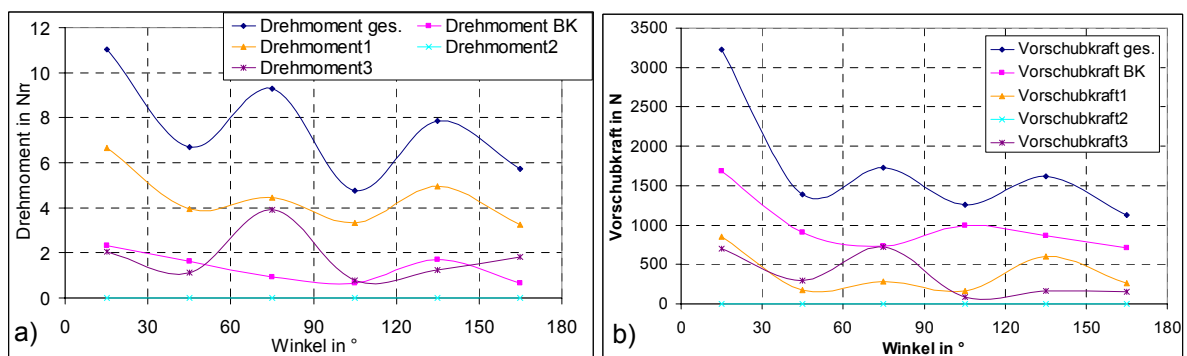


Abbildung 210: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 2 (Simulation 4k14b, Material 4/38)

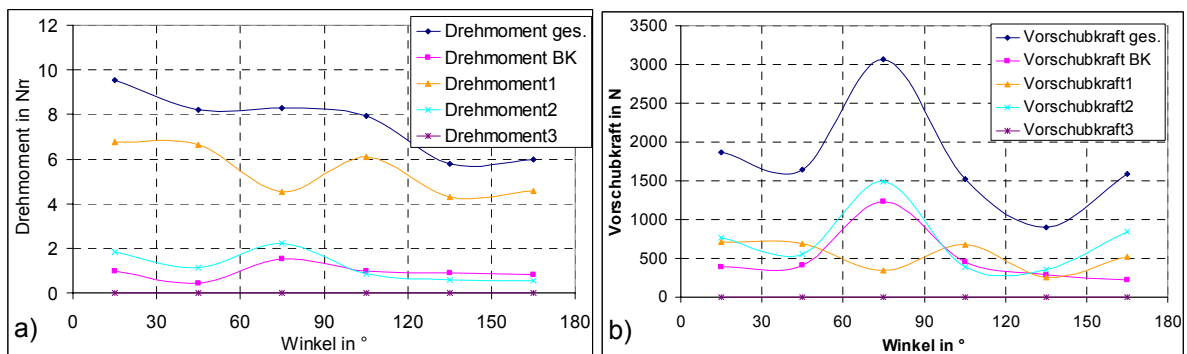


Abbildung 211: a) Drehmomente und b) Vorschubkräfte bei fehlender Schneide 3 (Simulation 4k16, Material 4/38)

Tabelle 24: Drehmomente beim Fehlen einzelner Schneidelemente

	Bohrkopf komplett	Schneide 1 fehlt	Schneide 2 fehlt	Schneide 3 fehlt
M_{ges} [Nm]	8,89	5,77	7,61	7,65
M_{Bohrkopf} [Nm]	0,54	2,95	1,32	0,94
M_1 [Nm]	4,71	0	4,46	5,50
M_2 [Nm]	0,94	0,62	0	1,21
M_3 [Nm]	2,69	2,21	1,83	0

Tabelle 25: Vorschubkräfte beim Fehlen einzelner Schneidelemente

	Bohrkopf komplett	Schneide 1 fehlt	Schneide 2 fehlt	Schneide 3 fehlt
F_{ges} [N]	1749	1567	1740	1772
F_{Bohrkopf} [N]	303	910	988	504
F_1 [N]	394	0	392	533
F_2 [N]	545	406	0	735
F_3 [N]	507	251	359	0

Tabelle 26: Entferntes Bohrklein bei einer halben Umdrehung beim Fehlen einzelner Schneidelemente

	Bohrkopf komplett	Schneide 1 fehlt	Schneide 2 fehlt	Schneide 3 fehlt
Masse [g]	4,88	5,05	5,00	4,71

Trotz sinkendem Gesamtdrehmoment und Gesamtkraft steigt die Menge des entfernten Bohrkleins leicht an, wenn ein Schneidelement fehlt. Das Material wird von der abgerundeten Kante am Bohrkopf statt vom Schneidelement entfernt. Auch wenn es so scheint, als ob der Bohrvorgang mit fehlenden Schneidelementen effizienter verläuft, so würde der Bohrkopf aufgrund der geringeren Härte in der Praxis deutlich schneller verschleifen als die Schneidelemente.

5.5.6 Zusammenfassung

Es wurden Bohrversuche bei Modellen mit Kontakt- und Parallelbonds jeweils ohne und mit Kornstruktur simuliert. Die ermittelten Drehmomente und Vorschubkräfte sind im Vergleich zum Experiment zu niedrig. Daher wurde, analog zu den Schneidversuchen, nur die erste halbe Umdrehung ausgewertet. Um ein Modell zu simulieren, bei dem sich der Bohrkopf schon einige Male gedreht hat, wurde vor der Simulation ein Profil im Material erzeugt. Es wird eine Vorschubkraft erreicht, die im Bereich des Laborversuches liegt. Das Drehmoment ist weiterhin zu niedrig. Bei den Anschnittversuchen konnte gute Übereinstimmung zwischen Laborexperiment und numerischer Simulation erzielt werden. Vergleicht man die simulierten Bohrversuche mit den experimentellen Schneidversuchen, so stimmen die ermittelten Kräfte überein. In der Simulation lassen sich die Kräfte und Momente für die einzelnen Schneidelemente auflösen und es lässt sich untersuchen, was passiert, wenn einzelne Schneidelemente ausfallen.

6 Zusammenfassung

Es wurden zweidimensionale Simulationen mit UDEC und dreidimensionale Simulationen zu Bohr- und Schneidprozessen in Festgestein mit PFC^{3D} durchgeführt.

Bei den Simulationen mit UDEC wurden Stanz- und Schneidversuche simuliert. Für die Simulationen wurden Gesteinsblöcke in eine Vielzahl von Voronoi-Elementen zerlegt. Die Kontakte bzw. Kanten der Voronoi-Elemente dienen dabei als potentielle Bruchflächen. Für die Gesteinsmatrix sowie die Voronoi-Kanten bzw. –Kontakte wird das elasto-plastische Mohr-Coulomb-Modell verwendet.

Zunächst musste das Modell kalibriert werden. Dazu wurden Zug- und Druckversuche simuliert und die Simulationsparameter so lange variiert, bis die Zug- und Druckversuche mit den Laborversuchen übereinstimmen.

Bei den Stanzversuchen wurden aus der Literatur bekannte Laborversuche simuliert. Dazu wurde eine keilförmige Schneide in das Material eingedrückt, angehoben und in bestimmten Abständen erneut in die Probe gedrückt. Die in der Simulation erhaltenen Kräfte stimmen mit den Laborversuchen überein. Beim ersten Einbruch ist die Kraft am höchsten. Liegt der zweite Eindruck dicht neben der ersten, so ist die Kraft am geringsten. Mit zunehmendem Abstand steigt die Kraft wieder bis zum Wert des ersten Einbruchs. Mittels der Simulationen lässt sich der energetisch und verschleißtechnisch optimale Abstand zwischen den einzelnen Einstanzungen ermitteln. Wie im Laborversuch wird auch in der Simulation eine Gesteinsplatte abgelöst, wenn die Risse aus beiden Einstanzungen zusammenwachsen. Weiterhin wurde der Keilwinkel variiert und es wurden stumpfe Diskenmeißel simuliert. Die notwendige Andruckkraft steigt mit größerem Keilwinkel. Bei stumpfen Diskenmeißeln sind die notwendigen Andruckkräfte zwar höher als bei scharfen, der Materialabtrag steigt jedoch stärker, so dass der spezifische Energieverbrauch sinkt.

Bei den Schneidversuchen wurde eine Schneide horizontal über das Material geführt. Das elastische Modell ist nicht geeignet, da lokal und temporär extrem hohe Kräfte registriert wurden, die zu einer extremen (unrealistischen) Schädigung führen. Das Mohr-Coulomb-Modell ist nur für die Simulation von kurzen Schnittwegen geeignet, da sich die Voronoi-Elemente später extrem verformen, jedoch nicht brechen können, wobei die Kräfte in unrealistischer Weise exponentiell ansteigen. Weitere Ansätze wie die Auferlegung einer Gaußverteilung auf die Kontaktfestigkeiten, die Zerteilung der Voronoi-Elemente in Dreieckselemente oder die Verwendung einer feineren Struktur mit dem Zusammenfassen der Voronoi-Elemente zu Körnern erbrachten nur geringfügige Verbesserungen.

Daher wurde eine Routine entwickelt, welche regelmäßig alle Zonen in den Voronoi-Elementen auf Überlastung prüft und bei Festigkeitsüberschreitung das Element zerteilt (Remeshing). Dazu werden die betreffenden Blöcke (Voronoi-Elemente) zunächst gelöscht und durch ein Ensemble neuer ersetzt. Leider müssen die Tochterelemente kleiner sein als die Originalelemente, so dass sich Spannungen nicht exakt übertragen lassen. Wenn jedoch nur Elemente mit Kontakt zur Schneide geteilt werden, so ist der Spannungsabfall vergleichbar mit der Praxis, da dort auch nach einem Bruch die Spannungen zurückgehen. Es entstehen deutlich bessere Schädigungsmuster und kleinere Schneidkräfte als ohne den Teilungsalgorithmus.

Bei den dreidimensionalen Simulationen mit PFC^{3D} wurden die Kugelmodelle zunächst mit Hilfe von Zug-, Druck-, Scher- und Stanzversuchen kalibriert und anschließend Schneid- und Bohrversuche simuliert.

PFC^{3D} besteht aus undeformierbaren kugelförmigen Partikeln. Bei den Modellen mit einer Kornstruktur werden mehrere Partikel zu verschiedenen großen Körnern zusammengefasst. Innerhalb der Körner wird die Festigkeit fünfmal so hoch und die Steifigkeit doppelt so hoch gesetzt wie zwischen den Körnern.

Als Problem bei der Simulation von Zug- und Druckversuchen stellte sich heraus, dass das Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit von bis zu 30:1 aus den Laborversuchen trotz verschiedener Ansätze nicht nachempfunden werden konnte. Mit einer Gaußverteilung für die Festigkeiten der Verbindungen in Normalen- und Scherrichtung konnte in den Simulationen ein Verhältnis von 5,0 erreicht werden, d.h. die Druckfestigkeit stimmt mit dem Laborwert überein, während die einaxiale Zugfestigkeit überschätzt wird.

Es wurden Scherversuche bei verschiedenen Normalspannungen im Labor durchgeführt und anschließend simuliert. Bei den Simulationen ohne Kornstruktur stimmt der Reibungswinkel in etwa, während die Kohäsion deutlich zu hoch ist, bei den Simulationen mit Kornstruktur sind Kohäsion und der innere Reibungswinkel zu hoch.

Eine gute Möglichkeit, das Bruchverhalten in der Simulation mit dem Labor zu vergleichen, ist die Simulation von Stanzversuchen. Es wurde in die Proben in einer Druckprüfmaschine ein Keil eingestantzt. Die meisten Proben werden in der Mitte gespalten. Die Kraft steigt zunächst an und fällt nach dem Maximum wieder ab, ohne dass ein sichtbarer Riss auftritt. Erst im weiteren Verlauf, wenn sich die Kraft auf einem niedrigeren Niveau eingeepegelt hat, kommt es zur Ausbildung eines sichtbaren Risses. Bei der Simulation ist das Verhalten ähnlich: Die Kraft steigt an, während es nur lokal unterhalb der Schneide zu kleinen Rissen kommt. Erst wenn die Kraft wieder auf einen niedrigeren Wert abgesunken ist, bildet sich langsam ein makroskopischer Riss aus. Die Kräfte stimmen mit den Laborversuchen überein. Dies gilt sowohl bei der Verwendung von Kontakt- als auch Parallelbonds.

Es wurden Schneidversuche am Linearprüfstand durchgeführt und anschließend simuliert. Als Schneidelement kam eine handelsübliche Wendeschneidplatte zum Einsatz. Man erkennt, dass die Kräfte anfangs von Überfahrt zu Überfahrt recht stark und später immer langsamer ansteigen, weil die anfangs scharfe Platte zunehmend verschleißt. Die Simulationen bilden nur die erste Überfahrt ab. Dabei muss das Bohrklein regelmäßig gelöscht werden, da sonst die Kräfte im Verlauf der Simulation unrealistisch ansteigen. Um den Schneidprozess realistischer zu gestalten, wurde die Schneidkante abgerundet. Bei einem Abrundungsradius von 0,2 mm und einer Schnitttiefe von 1 mm stimmen Schnittkraft und Vorschubkraft mit dem Laborversuch gut überein. Zu einem späteren Zeitpunkt des Laborversuches ergibt sich die beste Übereinstimmung bei einem Abrundungsradius in der Simulation von 0,5 mm. Die Kräfte in den Simulationen stimmen auch bei geringeren Schnitttiefen in etwa mit den Laborversuchen überein. Außerdem wurde der Spanwinkel variiert. Dabei zeigt sich, dass die erforderlichen Kräfte und damit der Energieverbrauch mit dem Betrag des negativen Spanwinkels steigen, während kaum mehr Bohrklein entfernt wird. Es wurde auch die Schneidenform verändert. Es wird beobachtet, dass die Kräfte bei der gleichen Menge entfernten Bohrkleins sinken, wenn als Schneide ein Keil verwendet wird, der nach vorn geneigt ist.

Schließlich wurden Bohrversuche simuliert. Die ermittelten Drehmomente und Vorschubkräfte sind alle deutlich zu niedrig. Daher konnte wie bei den Schneidversuchen nur die erste halbe Umdrehung verwendet werden. Vor der Bohrsimulation wurden Stufen in die Probe eingearbeitet, so als hätte sich der Bohrer bereits gedreht. Vorschubkraft und Drehmoment steigen mit stumpfer werdender Schneide an. Die Vorschubkraft stimmt näherungsweise mit dem Laborversuch überein, das Drehmoment ist zu niedrig. Jedoch stimmen die Kräfte und Momente der Bohrsimula-

tion mit den Kräften der experimentellen Schneidversuche überein. Insgesamt kann eingeschätzt werden, dass die Anbohrversuche bezüglich ihrer Parameter (Momente, Kräfte) annähernd richtig im Modell abgebildet werden. Für den kompletten Bohrprozess gelang dies nicht, da hier noch weitere Faktoren (Randreibung, Spülung, Bohrkleinaustrag) berücksichtigt werden müssten. Ein Vorteil der Simulation ist, dass man Einzelkräfte und -momente der Schneidelemente erhalten kann, während man im Versuch nur die resultierenden Größen erhält. Man erkennt, dass der größte Teil des Drehmomentes von der äußeren Schneide und der größte Teil der Vorschubkraft von der inneren Schneide und der Randschneide verursacht wird. Außerdem lassen sich die Auswirkungen untersuchen, wenn einzelne Schneidelemente fehlen.

6.1 Hauptbeiträge

- Mittels umfangreicher Untersuchungen bezüglich der geometrischen und physikalischen Parameter für DEM-Ansätze zu Simulation von Bohr- und Schneidprozessen konnte gezeigt werden, welchen Einfluss diese Parameter auf das Simulationsergebnis haben.
- Die Einstanzversuche von Diskenmeißeln ins Gestein konnten gut mit UDEC simuliert werden. Parameter, wie der Abstand zwischen beiden Eindrücken oder die Form des Meißels, lassen sich optimieren.
- Für UDEC wurde ein Remeshing-Algorithmus entwickelt, mit dem die Simulation von Schneidversuchen deutlich verbessert werden konnte.
- Es wurde eine Kalibrierungsstrategie entwickelt und getestet, die im Wesentlichen auf dem Stanzversuch basiert.
- Es konnten erfolgreich Schneidversuche simuliert werden. Dabei wurden die Schneidparameter und die Schneidenform variiert. So können Parameterkombinationen für geringen Energieverbrauch und geringen Verschleiß ermittelt werden.
- Die Bohrsimulationen konnten die Kräfte und Momente aus den Laborversuchen nur teilweise wiedergeben. Allerdings lassen sich im Gegensatz zum Laborversuch Kräfte und Momente der einzelnen Schneidelemente ermitteln und so leicht Änderungen an der Bohrergeometrie untersuchen.
- Ausgehend von den parametrischen Untersuchungen werden Empfehlungen zur effektiven Simulation abgeleitet.

7 Extended Summary

7.1 Two-dimensional simulation of the rock destruction with UDEC

7.1.1 Introduction

UDEC is an explicit discrete element code where deformable and/or rigid blocks interact with each other. For the following simulations, rock blocks were fragmented into many Voronoi-elements. For the rock matrix and the Voronoi-edges and -contacts, the elasto-plastic Mohr-Coulomb-Model was used. The contacts or edges of the Voronoi-elements act as potential fracture paths i.e. fracturing and separation can occur only at the voronoi-edges.

7.1.2 Simulation of a stamping experiment with disc cutters

Once the model was set-up, it was calibrated. To find out the correct microscopic parameters, compression and tensile tests were simulated. The rock parameters were kept changing until a sufficient agreement with the laboratory results was achieved.

Afterward, laboratory experiments of Inkmann [1982] were simulated. A wedge-shaped cutter was simulated to penetrate the material, consecutively raised and pressed at different distances into the sample (simulation of a disc cutter analogous to that in tunnel boring machines). Figure 1 - Figure 3 show the comparison of laboratory results with those of the numerical simulation.

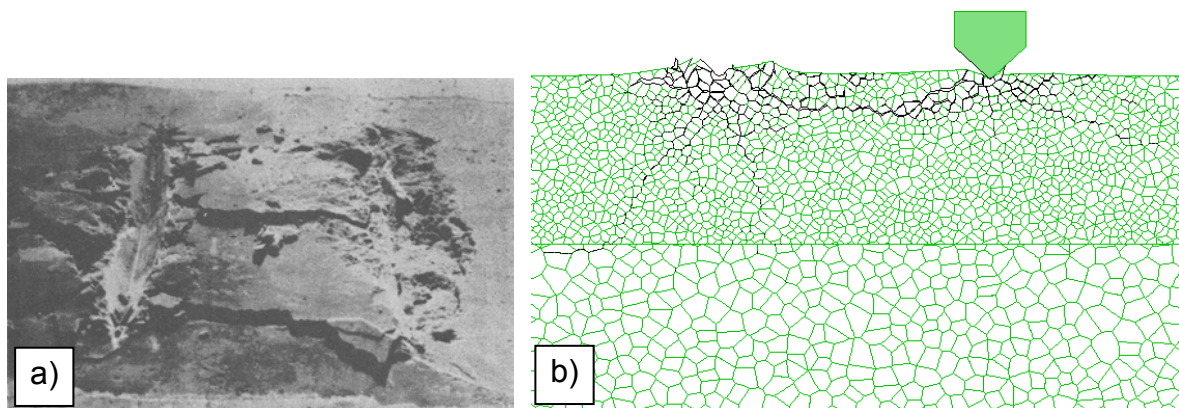


Figure 1: Formation of a rock plate a) after a stamping experiment in dolomite [Inkmann 1982], b) during simulation at a penetration depth of 0.9 mm (black: fractures), respectively at a cutting distance of 76 mm

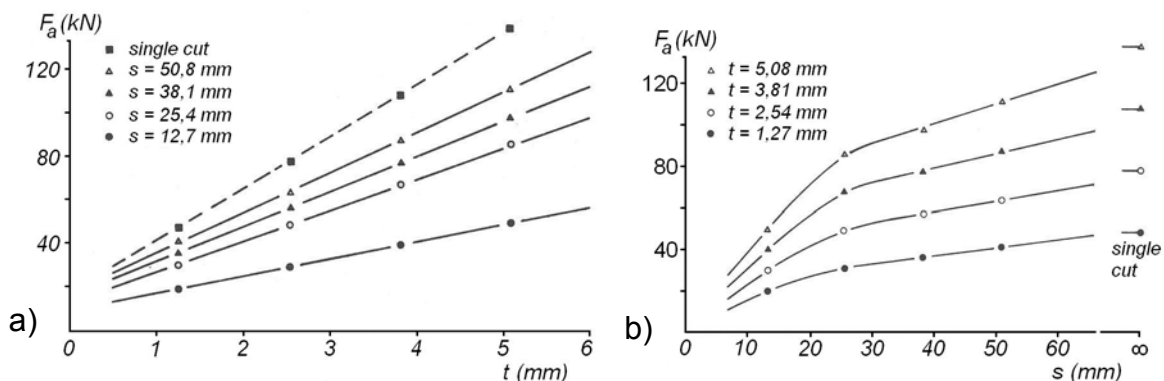


Figure 2: Pressing force F_a a) in relation to the penetration depth t at different cutting distances s , b) in relation to the cutting distance s at different penetration depths t , in limestone (linearised, force divided into half) [Inkmann 1982]

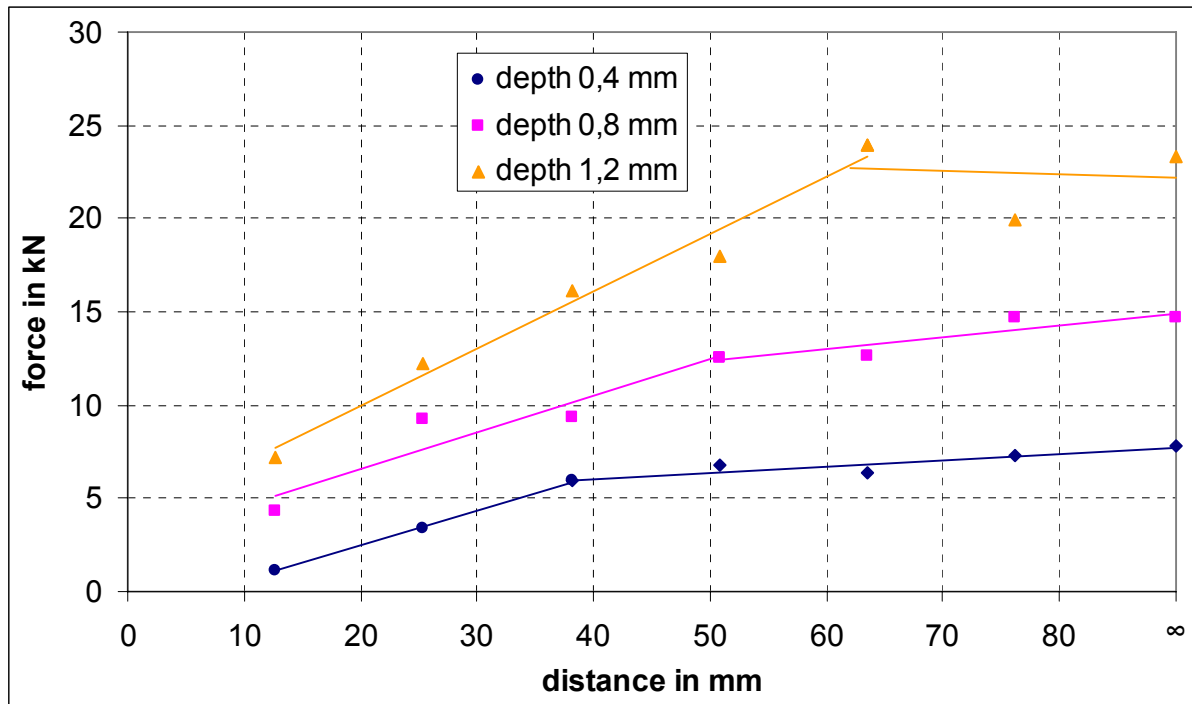


Figure 3: Simulated penetration force against the distance between first and second indentation for different penetration depths, converted to a half disc cutter

Figure 1 shows the crack development after penetration of the bit and particularly the detachment of rock plates in case the fractures of the two penetrations concur. In Figure 2 the laboratory pressing force is shown in relation to the penetration depth and cutting distance. Figure 3 shows the corresponding results of the simulation. Similar to the laboratory experiment, the simulation results also exhibit that the force has its highest value at the first penetration (∞). The force is very small at the stamping close to the first penetration (13 mm). The force increases with increase in distance until it reaches again the value of the first penetration. With simulation it is possible to determine optimal distance between the single penetrations in respect to energy and wear.

Furthermore, the wedge angle was changed. Smaller wedge angles resulted in broader fractures while the larger wedge angle caused deeper fractures. The force increases with a larger wedge angle. Also, stump bits were simulated. The necessary forces increase but the amount of removed material is also increasing so that specific energy consumption decreases.

7.1.3 Simulation of rock cutting experiments

The simulations consider a horizontally moving cutter. At first the rock matrix was represented by an elastic model. But it proved unsuitable because locally and temporarily extreme high forces got developed which induced an extreme (unrealistic) damage (Figure 4).

In a second simulation stage, the Voronoi-elements were assigned an elasto-plastic Mohr-Coulomb-Model. At first the elements behaved elastic, and then deformed plastically after exceeding the strength. The Mohr-Coulomb-Model is only suitable for the simulation of short cutting distances. At the beginning stage the forces are realistic. But later, the elements deform extremely (Figure 5), where the blocks can't break and the forces increase exponentially in unrealistic manner.

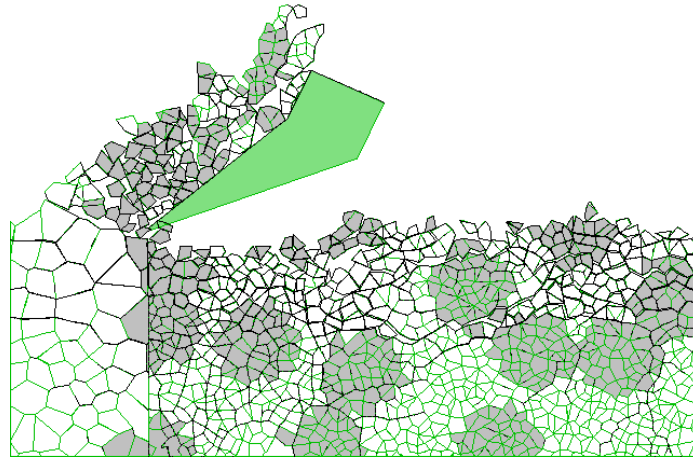


Figure 4: Fractures at the end of the simulation (size of the inner area: 20 mm x 10 mm)

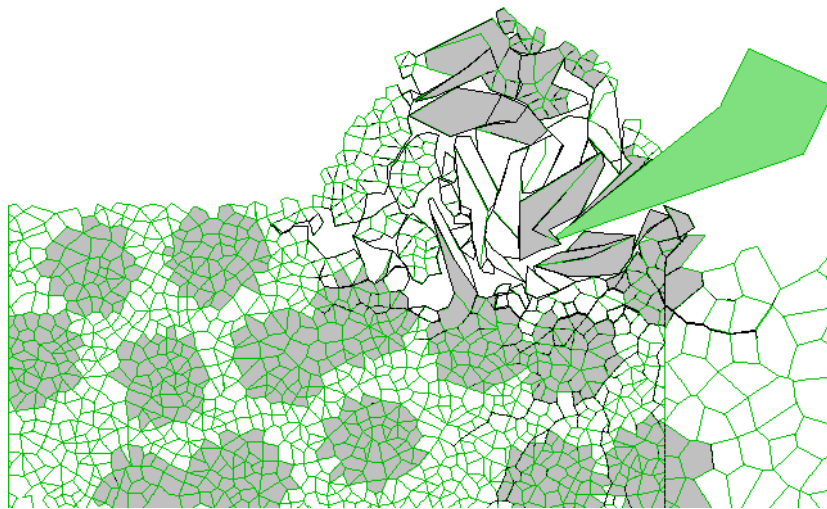


Figure 5: Resulting fracture pattern using the Mohr-Coulomb-Model

Other approaches like the application of a Gaussian distribution to the contact strengths, the fragmentation of the Voronoi-elements into triangle elements or the use of a finer Voronoi-element structure where Voronoi-elements were taken together to grains also didn't produce the desired results.

With these experiences a routine was developed which checks regularly all zones in the Voronoi-elements at overload. If the strength of the zone is exceeded, a dividing algorithm gets activated and the relevant blocks (Voronoi-elements) are deleted and replaced by smaller blocks (remeshing) (Figure 6).

The elements in contact with the cutter are divided in direction of the corners from the cutter. Elements which are not in contact with the cutter are divided from the middle to the corners.

At first the new introduced blocks are free of stress. If in the model only elements are divided which are in contact with the cutter, it is comparable with the experiment because the cutting force also decreases when a fracture forms. This simulation produces relatively realistic crack patterns as can be seen in Figure 7. Locally and temporarily the forces increase to a value close to the uniaxial compression strength. The stress drops down after the fragmentation of the elements (Figure 8).

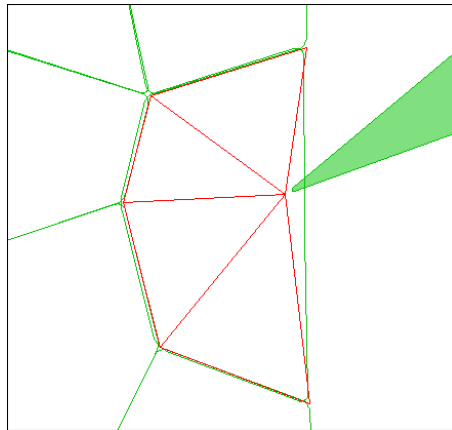


Figure 6: Green: old Voronoi-elements, red: position of the following daughter elements

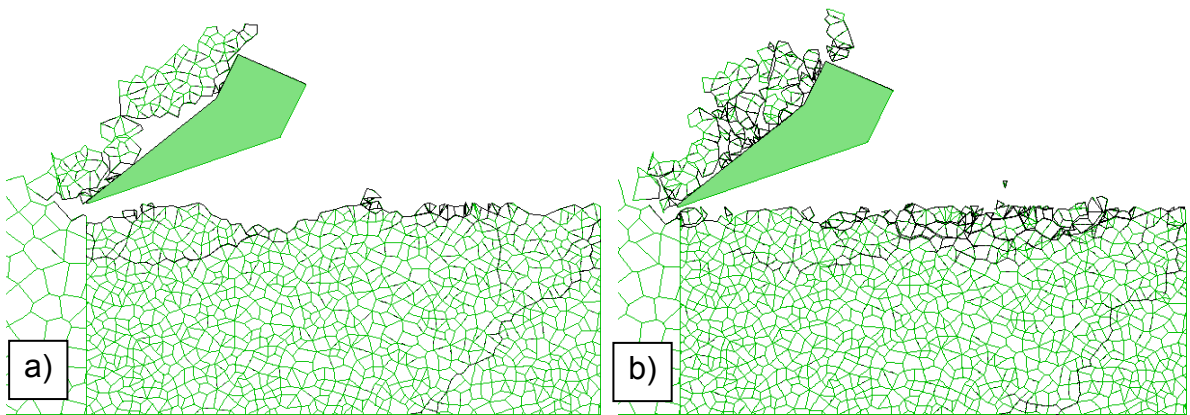


Figure 7: Cutting simulation, a) division only of the elements in contact with the cutter, b) division also of the elements inside the model

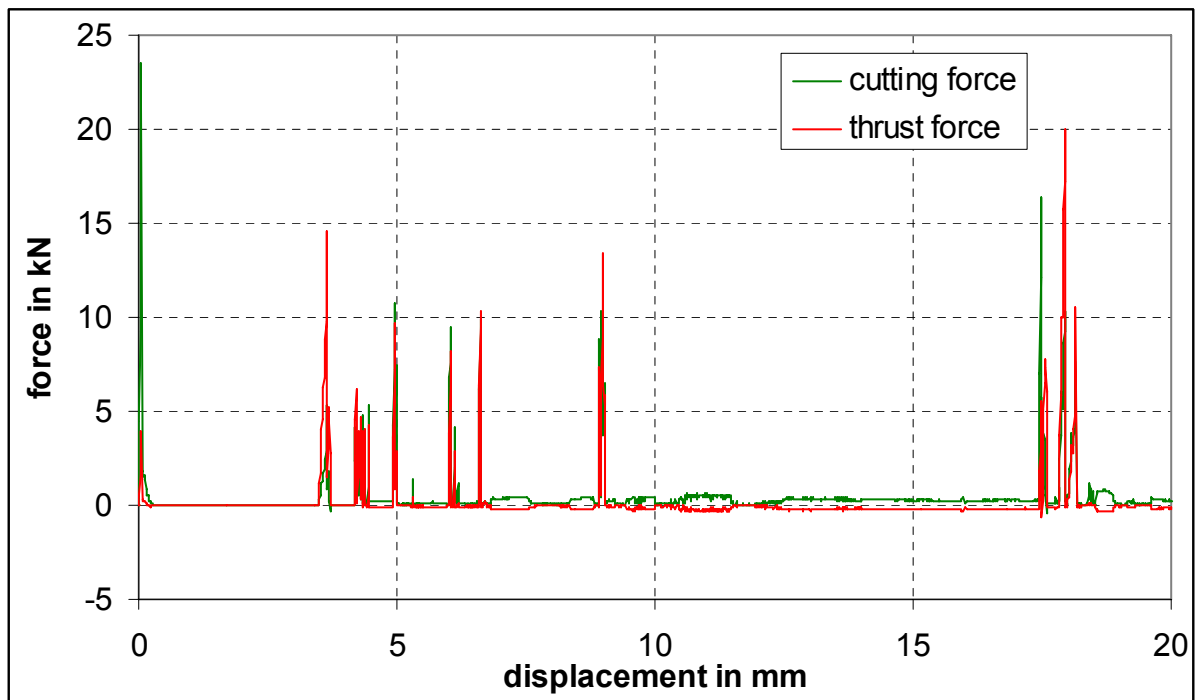


Figure 8: cutting forces, if only elements at the cutter are divided

7.2 Three dimensional simulation of the rock destruction with PFC^{3D}

7.2.1 Introduction

PFC^{3D} is a discrete element code which consists of non-deformable spherical particles. These particles interact at the contacts. With PFC^{3D}, solids with elasto-plastic properties can be built up. The bodies can break when bonds break at load in progress. Contact bonds and parallel bonds can be installed. While contact bonds can only transmit forces, parallel bonds can transmit forces and torque.

7.2.2 Calibration

In models with grain structure, the grain structure is realised through a connection of several single particles. Inside the grains, the strength is taken five times and the stiffness is taken twice as high as it is between different grains.

To calibrate the model, in the laboratory, tensile, compression, shear and stamping tests were conducted for samples taken from Postaer sandstone, Saxony. Afterwards these tests were simulated.

A special problem was encountered; the extreme ratio of compression to tensile strength of approximately 30:1, obtained from the laboratory tests, couldn't be achieved in the numerical models in spite of adopting different approaches. At simulations where parallel bonds and a grain structure were used, a Gaussian distribution for the bond strength in normal and shear direction was used. The ratio of compressive strength to tensile strength could be increased to 5.0, where the compression strength has the correct value while the uniaxial tensile strength is too high. To get a realistic ratio between tensile and compression strengths, a more realistic grain shape must be created [Baumgarten & Konietzky 2013].

Shear tests were executed and simulated. Simulations of shear test without grain structure gives the friction angle approximately the same value while the cohesion value too high as compared to the laboratory values, while the simulations with grain structure results in very high values of cohesion as well as friction angle.

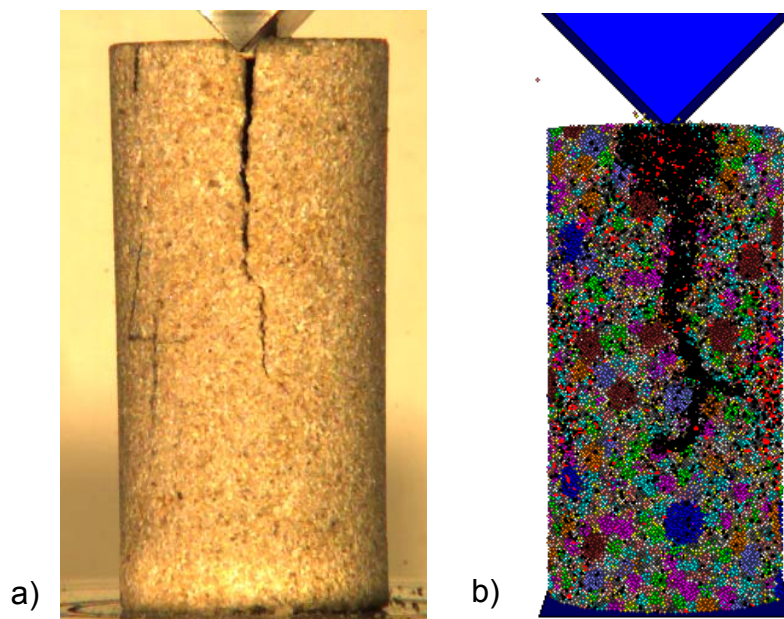


Figure 9: Stamping experiment, a) laboratory test, b) Simulation with parallel bonds and a grain structure; black: fractures with failure in normal direction, red: failure in shear direction

For comparing the fractures between the simulation and the laboratory, stamping experiments were simulated. A wedge ($\alpha=90^\circ$) was penetrated into samples with diameter of 3 cm and height of 6 cm. Figure 9a shows a typical picture: the most samples break in the middle. In the beginning the force increases until it reaches a maximum value and then it decreases without a visible fracture. The maximum force in the middle of 5 experiments is 3.15 kN. Only in the further development, when the force has reached a smaller value, a visible fracture can be noticed.

In the simulation a similar behaviour is observed: The force increases while smaller fractures develop under the wedge locally only. When the force is decreased to a smaller value again, a macroscopic fracture forms (Figure 10). This behaviour can be observed using contact- and parallel bonds.

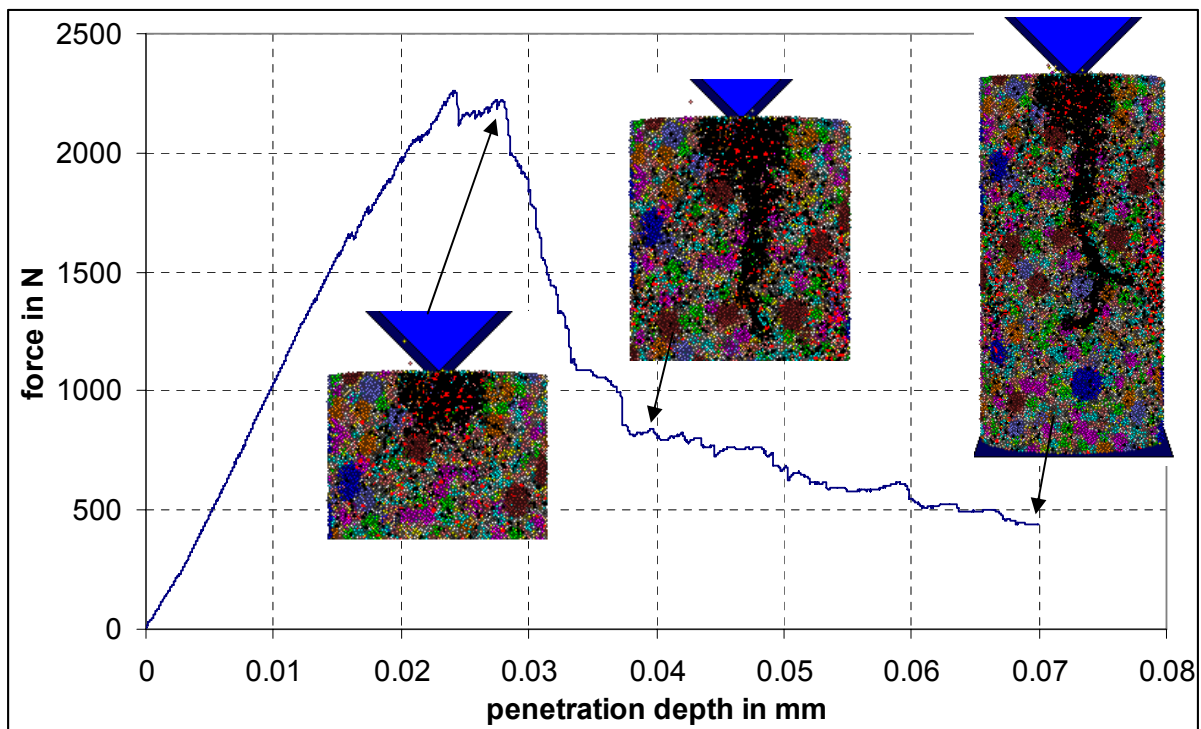


Figure 10: Simulated force at the stamping experiment with parallel bonds and a grain structure; force is observed threefold because the sample diameter is 1/3 of the real diameter; black: fractures with failure in normal direction, red: failure in shear direction

7.2.3 Simulation of cutting experiments

For validating and comparing the simulation results, rock cutting experiments were conducted at a cutting machine with a cutting insert. The cutting insert was cooled with cold air and the cuttings were aspirated. Mean values of the measured forces were calculated and plotted against the total cutting distance (Figure 11). One trip over the plate has a length of 20 cm. The cutter angle is -9.4° .

From one trip to another the increase in forces at the beginning is higher which reduces later because the initially sharp insert becomes blunt.

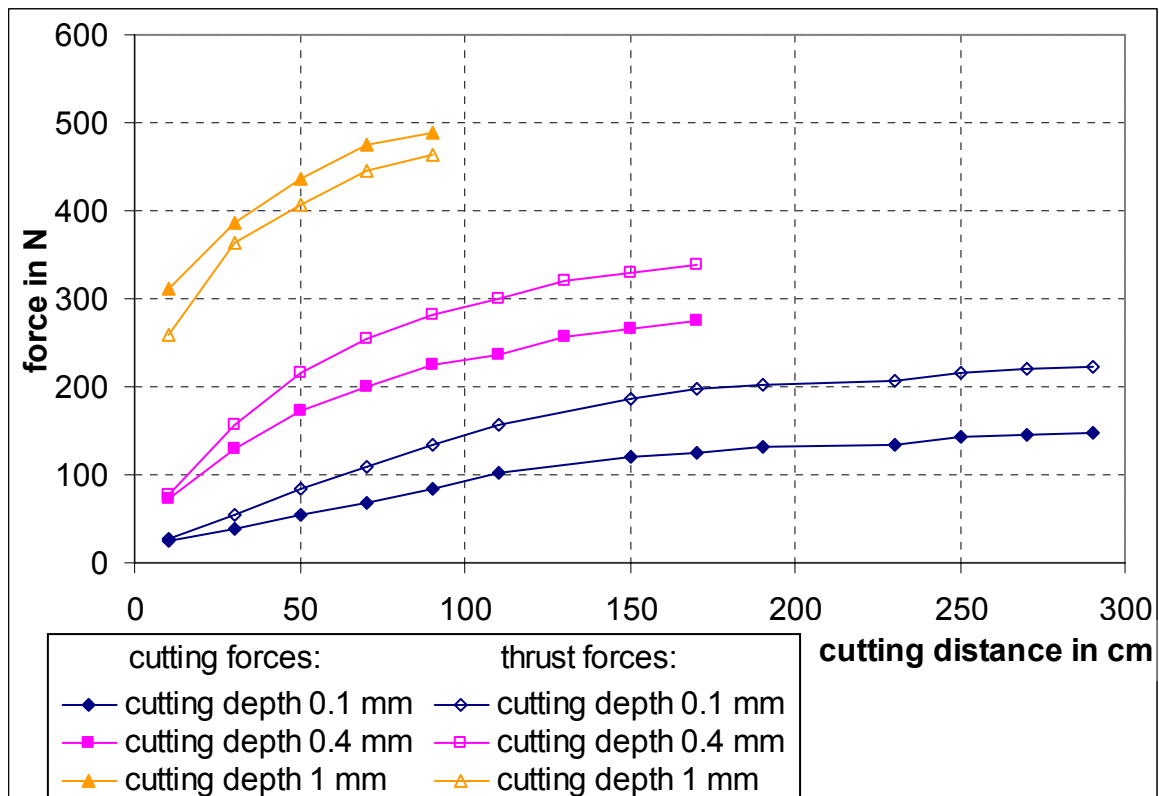


Figure 11: Cutting forces in Postaer Sandstone at velocity of 0.1 m/s

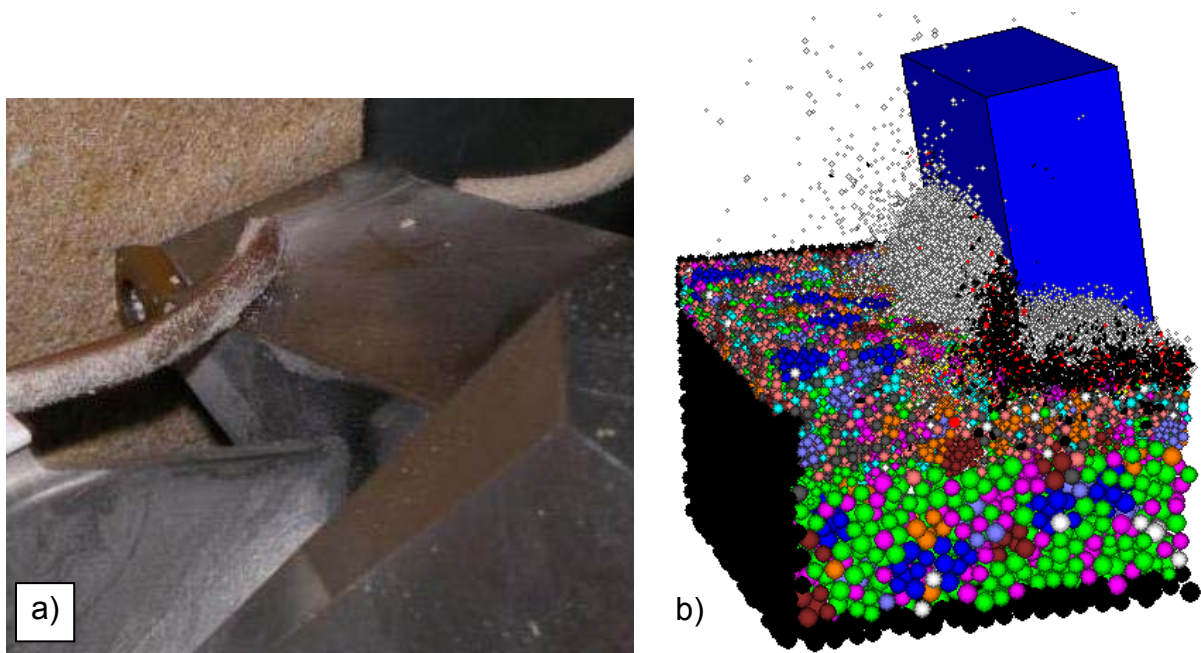


Figure 12: a) Cutting experiment at the cutting machine, b) Simulation of the cutting experiment with grain size of 0.2 mm, simulation speed of 0.8 m/s, cutting depth of 1 mm and grain structure with parallel bonds; black: fractures with failure in normal direction, red: failure in shear direction

Only the first trip could be simulated because at the second trip the forces become too small. The cuttings must be deleted regularly because otherwise the forces increase in unrealistic manner. The cutting edge was made round to make the cutting process more realistic. The following simulations were done with parallel bonds and a grain structure. In order that the calculation time does not become too high, the simulation is conducted only for a distance of 1 cm.

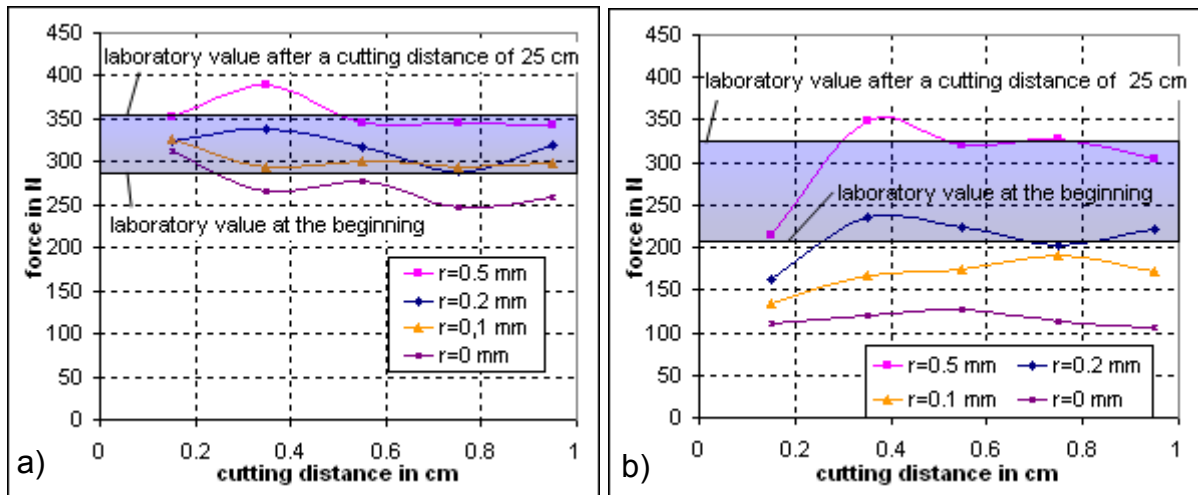


Figure 13: a) Cutting forces and b) thrust forces at different stump cutters (different rounding radius r), cutting depth = 1 mm

At a rounding radius of 0.2 mm the cutting forces and thrust forces coincide with the values from the beginning of the laboratory experiments (Figure 13). At a later stage when the cutting insert gets wearied (cutting distance=25 cm) the best coincide is at a rounding radius of 0.5 mm.

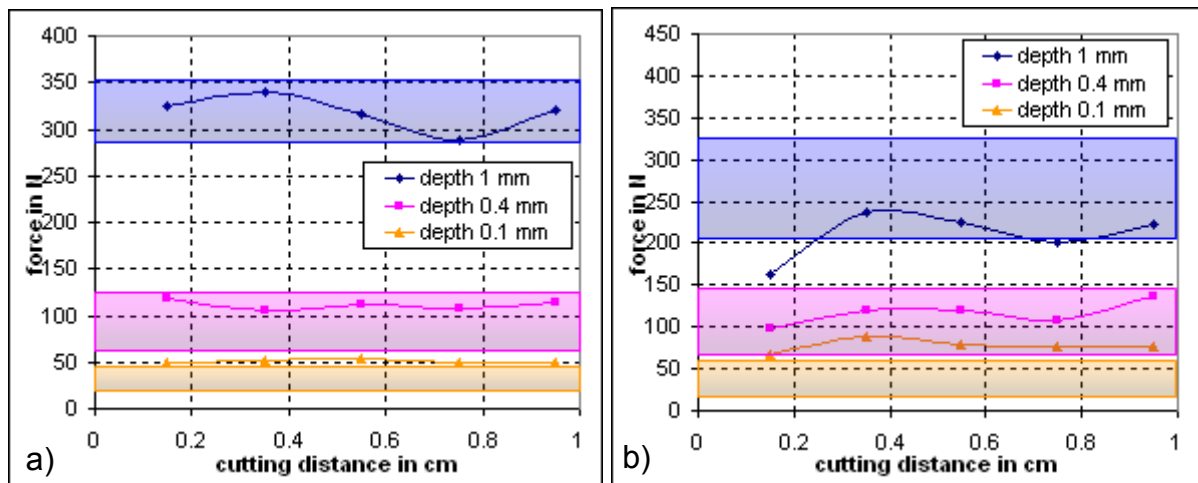


Figure 14: a) Cutting forces and b) thrust forces at different cutting depths, rounding radius = 0.2 mm; the area of the laboratory values from a cutting distance of 1.8 cm to 25 cm (at a depth of 0.1 mm: 1.8 cm – 30 cm) is marked

The forces in the simulation coincide nearly with the laboratory values at different cutting depths (Figure 14).

In addition the cutting angle was changed (Figure 15). The forces as well as the energy consumption increase with the increase in negative cutting angle. But only a little more material is removed. That means that the energy consumption to remove the same rock mass, the specific energy consumption, increases with negative cutting angle.

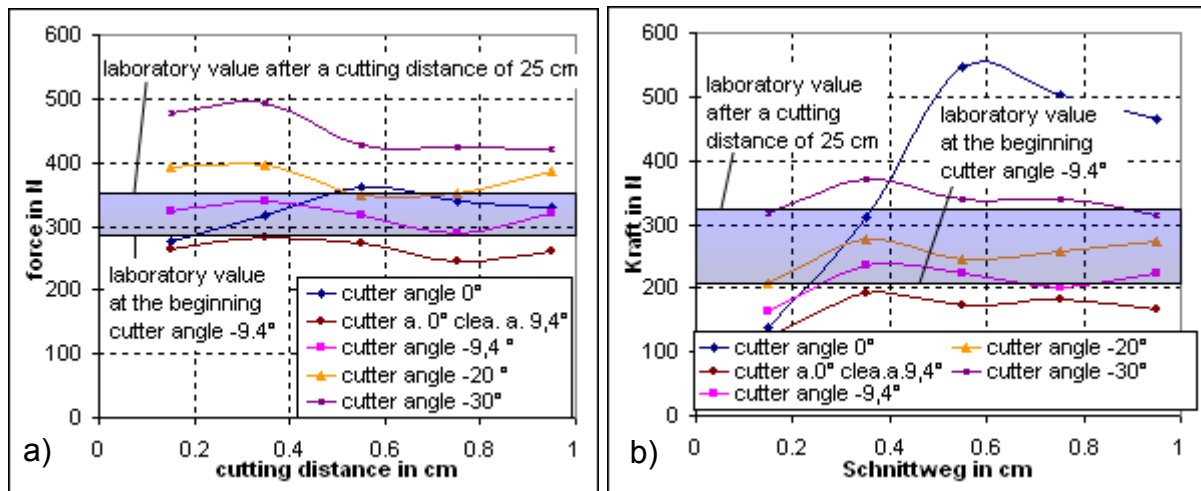


Figure 15: a) Cutting forces and b) thrust forces at different cutting angles; rounding radius = 0.2 mm, cutting depth = 1 mm, the laboratory value has a cutter angle of -9.4°; clea. a.= clearance angle

Also the shape of the cutter was changed (Figure 16). If a wedge is used as cutter, the forces and the energy consumption decrease while removing the same amount of material.

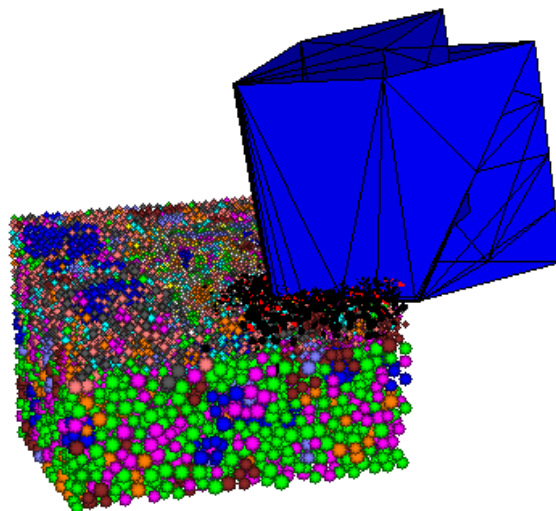


Figure 16: Simulation of fracture pattern with a wedge; black: fractures with failure in normal direction, red: failure in shear direction

7.2.4 Simulation of drilling experiments

At the test rig of the TU Bergakademie Freiberg a borer with three cutting inserts was tested. This experiment was simulated as shown in Figure 17.

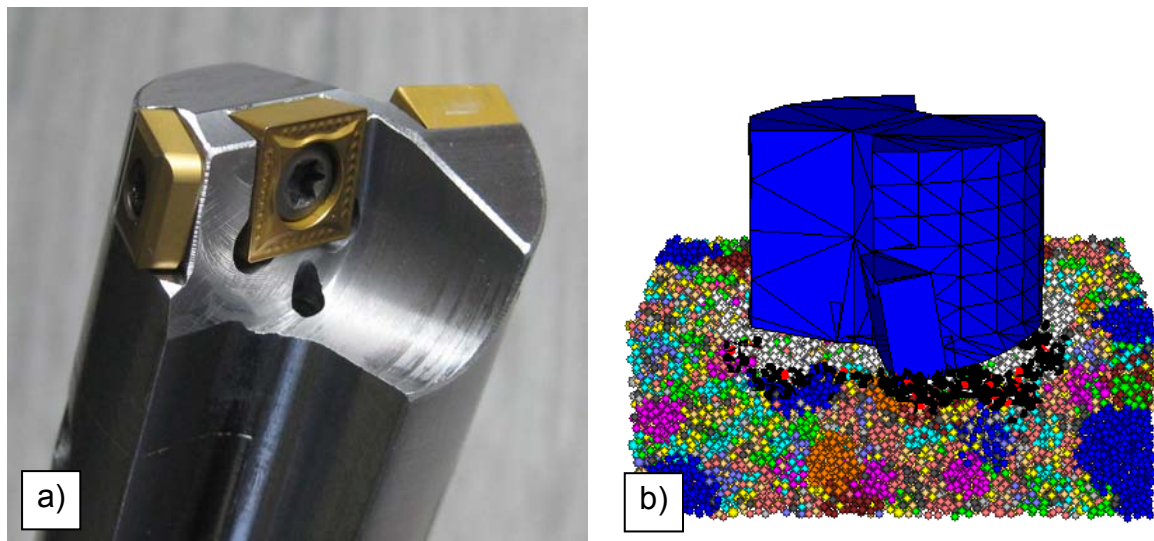


Figure 17: a) Borer from the test rig, b) simulation with parallel bonds; black: fractures with failure in normal direction, red: failure in shear direction

As shown in the last chapter, the cutting simulations can only be used for the first trip. Also in the drilling simulations, only the first half round can be used. Before starting the drilling simulation, steps were created, as like the drill bit would have already turned. The steps were created as the borer turns a round and all particles were deleted which get in contact with the borer. In this way the shape is formed without building any fractures.

Laboratory experiments were performed with only the first rounds and longer drilling experiments. The short experiments had the disadvantage that stable forces and moments didn't develop so it was difficult to get the correct values. But the simulation started after the first round so it can be compared with the short drilling experiments.

The simulated thrust force coincide with that of the experiment, but the torque is too small (Table 1).

Table 1: Comparison of laboratory and simulation drilling experiments

	cutting depth [mm]	thrust force [N]	torque [Nm]
laboratory, first rounds	1.1	1578	9.3
simulation with parallel bonds	1	745	3.0
laboratory, longer test	2.2	2584	40.5
simulation with parallel bonds	2.5	2564	8.46

Figure 18 shows that the forces and moments at a cutting depth of 2.5 mm are in the range of the laboratory values with a cutting depth of 1 mm.

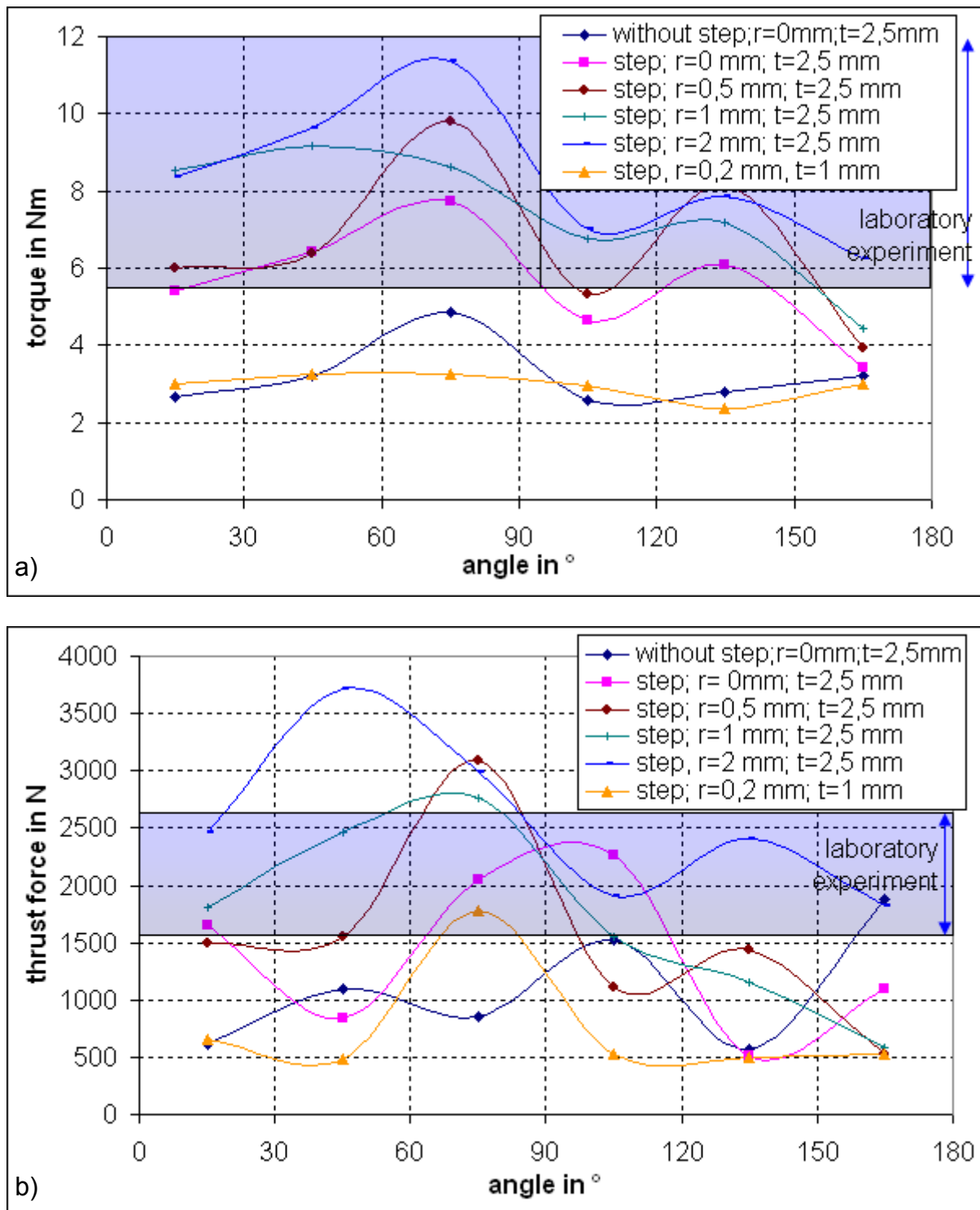


Figure 18: a) Torque and b) thrust force at the simulation of different drilling simulation, r = rounding radius of the cutter, t = cutting depth, the area of the laboratory experiments with the first round is marked blue (cutting depth 0.5 – 1.1 mm)

The blunter the cutting elements are, the higher are the forces and torques.

It can be demonstrated that forces and moments of the drilling simulation coincide with the forces of the cutting experiment.

An advantage of the simulation is that single forces and moments of the cutting inserts can be taken while the experiment gives only the resulting values. In Figure 20 the torques and the thrust forces of a simulation are shown. The biggest part of

the torque is caused by cutter 1 and the biggest part of the thrust force comes from cutter 2 and 3.

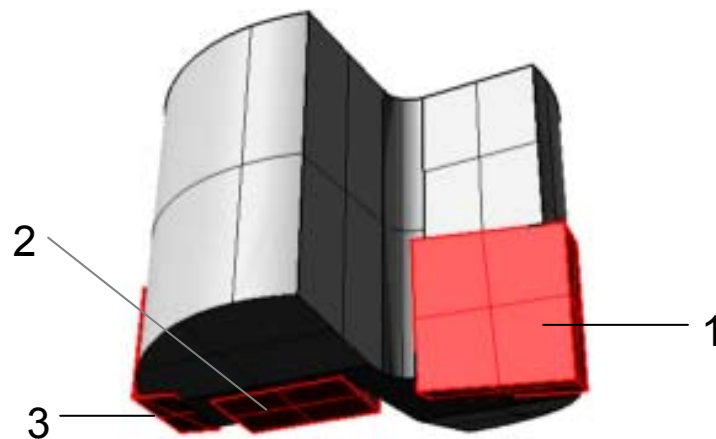
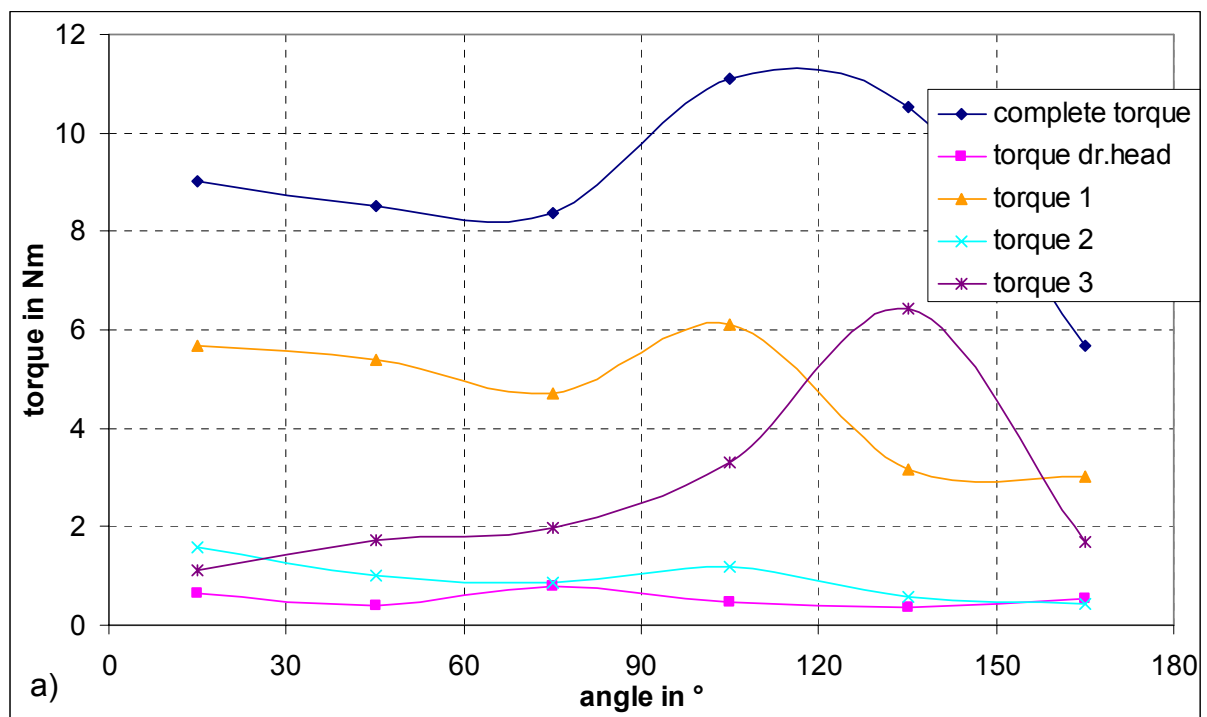


Figure 19: Drilling head with the single cutting inserts



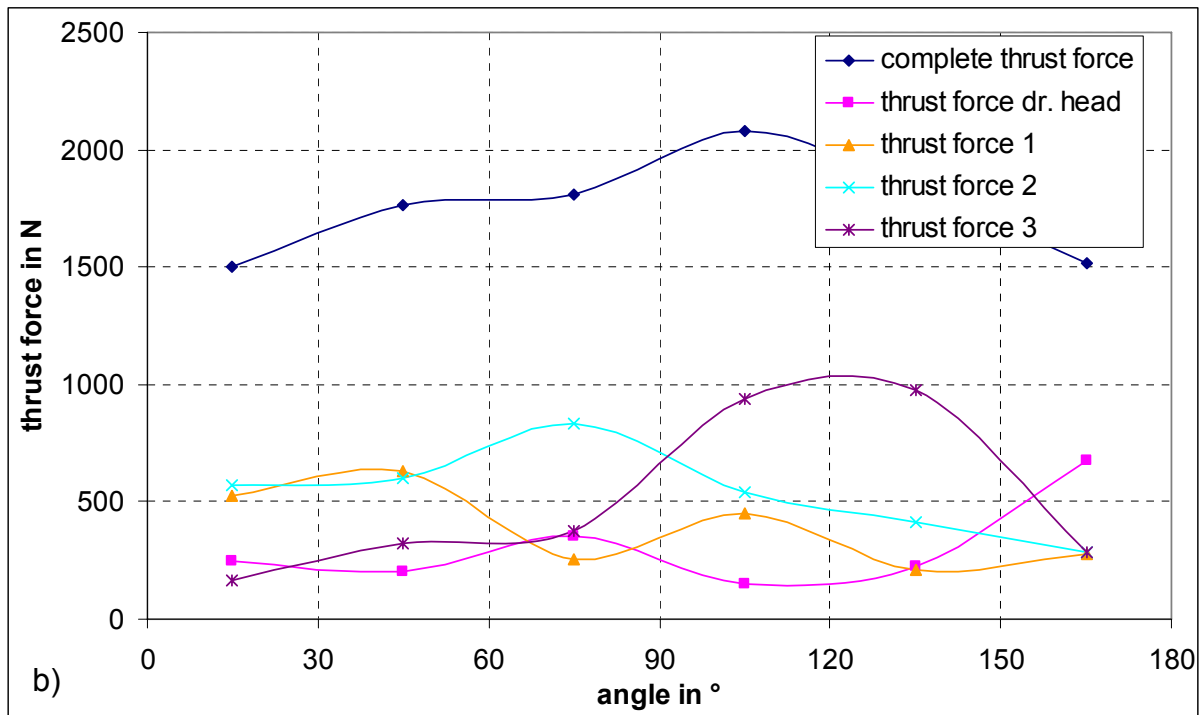


Figure 20: a) Single torques and b) single forces at the simulation, cutting depth = 2.5 mm, cutter rounding radius = 0.5 mm

Some simulations are performed without single cutting inserts. The torque and thrust force of the whole drill head decreases if cutter 1 is missing, and torque and thrust force increases at the holding of the cutters.

8 Literatur

- Arnold, W. (1993): Flachbohrtechnik, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 968 S.
- Azevedo, N.; May, I. und Lemos, J.V. (2003): Numerical simulations of plain concrete under shear loading conditions, Numerical Modeling in Micromechanics via Particle Methods (Ed. Konietzky, H.), S. 79 – 86, A.A. Balkema
- Baumgarten, L. & Konietzky, H. (2010): Numerical investigations about damage and fracture of sandstone under 3-axial compression, Proc. 18th European conference on fracture, S. 1 – 9
- Baumgarten, L. & Konietzky, H. (2013): Investigations on the Fracture Behaviour of Rocks in a Triaxial Compression Test, Proc. EUROCK2013, S. 861-866
- Belohlavek, K.-U. (2006): Untersuchungen zum Zusammenhang zwischen Gesteinsfestigkeitseigenschaften und Kenngrößen der Gesteinszerstörung durch einzelne Bohrzähne zur Beschreibung des Bohrens mit Rollenbohrwerkzeugen, Diss. TU Bergakademie Freiberg
- Blömer, J. & McNamara, S. (2008): Modellgestützte Optimierung von Zerkleinerungswerkzeugen, Fraunhofer UMSICHT, ICP Universität Stuttgart, S. 1 – 43
- Bruland, A. (1998): Hard rock tunnel boring, Drillability test methods, NTSU Trondheim, S. 1 – 22
- Chiang, L.E. & Elías, D.A. (2000): Modeling impact in down-the-hole rock drilling, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 37(4): 599-613
- Ewendt, G. (1989): Erfassung der Gesteinsabrasivität und Prognose des Werkzeugverschleißes beim maschinellen Tunnelvortrieb mit Diskenmeißeln, Bochumer geologische und geotechnische Arbeiten, Heft 33
- Fakhimi, A. & Gharahbagh, E.A. (2011): Discrete element analysis of the effect of pore size and pore distribution on the mechanical behaviour of rock, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 48(1): 77-85
- Gong Q.M.; Zhao J. & Hefny A.M. (2006) a: Numerical Simulation of Rock Fragmentation Process Induced by Two TBM Cutters and Cutter Spacing Optimization, Tunneling and Underground Space Technology 21(3-4): 263 – 270
- Gong, Q. M.; Jiao, Y.Y. & Zhao, J. (2006) b: Numerical modelling of the effects of joint spacing on rock fragmentation by TBM cutters, Tunnelling and Underground Space Technology 21(1): 46 – 55
- Groh, U.; Konietzky, H., Walter, K. & Herbst, M. (2011): Damage simulation of brittle heterogeneous materials at the grain size level, Theoretical and Applied Fracture mechanics 55(1): 31 – 38
- Hood, M. & Alehossein, H. (2000): A development in rock cutting technology, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 37(1-2): 297 – 305

- Iliescu, D.; Gehin, D.; Iordanoff, I.; Girod, F. & Gutiérrez, M.E. (2010): A discrete element method for the simulation of CFRP cutting, *Composites Science and Technology* 70 (1): 73-80
- Inkmann, M. (1982): Experimentelle Untersuchungen zum Schneidverhalten der Diskenmeißel von Tunnelbohrmaschinen und Entwicklung eines Stanzversuchs zur Bestimmung der Vortriebsgeschwindigkeit, Diss. Techn. Hochsch. Aachen
- Itasca 2008a: Manual PFC^{2D}, Vers. 4.0, ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA
- Itasca 2008b: Manual PFC^{3D}, Vers. 4.0, ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA
- Itasca 2011a: Manual UDEC, Vers. 5.0, ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA
- Itasca 2011b: Manual FLAC^{2D}, Vers. 7.0, ITASCA Consulting Group Inc., Minneapolis, Minnesota, USA
- Kyratsis, P.; Bilalis, N. & Antoniadis, A. (2011): CAD-based simulations and design of experiments for determining thrust force in drilling operations, *Computer-Aided Design* 43(12): 1879 – 1890
- Lawn, B.R. & Swain, M.V. (1975): Microfractures Beneath Point Indentations in Brittle Solids, *Journal of Materials Science* 10(1): 113 – 122
- Lei, S.T. & Kaitkay (2003): Distinct Element Modeling of Rock Cutting under Hydrostatic Pressure, *Key Engineering Materials* 250: 110 – 117
- Liu, S.; Liu, Z.; Cui, X. & Jiang, H. (2014): Rock breaking of conical cutter with assistance of front and rear water jet, *Tunneling and Underground Space Technology* 42: 78 – 86
- Maidl, B.; Schmid, L.; Ritz, W. & Herrenknecht, M. (2008): *Hardrock Tunnel Boring Machines*, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH und Co.KG, Berlin, 343 S.
- Mendoza, J.A.; Gamwo, I.H.; Zhang, W. & Lin, J.S. (2010): Discrete Element Modeling of Rock Cutting Using Crushable Particles, *Proc. 44th U.S. Rock Mechanics Symposium and 5th U.S.-Canada Rock Mechanics Symposium*, University of Pittsburgh, ARMA 10-232
- Plinninger, R.J. (2002): Klassifizierung und Prognose von Werkzeugverschleiß bei konventionellen Gebirgslösungsverfahren im Festgestein, *Münchner Geologische Hefte Reihe B: Angewandte Geologie*, Heft 17
- Potyondy, D.O. & Cundall, P.A. (2004): A bonded-particle model for rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 41(8): 1329–1364
- Reich, M. (2009): *Auf Jagd im Untergrund*, Verlag add-books, 168 S.

- Reichenbächer, H. (2010): Trennen mineralischer Werkstoffe mit geometrisch bestimmten Schneiden, Dissertation Universität Kassel, 146 S.
- Risse, K. (2006): Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneidkantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl, Dissertation RWTH Aachen
- Rossmannith, H.P.; Knasmüllner, R.E.; Daehnke, A. & Mishnaevsky, L. (1996): Wave propagation, damage evolution, and dynamic fracture extension. Part I. Percussion drilling, *Materials Science* 32(3): 350-358
- Schöpfer, M.P.J.; Abe, S.; Childs, C. & Walsh, J.J. (2009): The impact of porosity and crack density on the elasticity, strength and friction of cohesive granular materials: Insights from DEM modelling, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 46(2): 250 – 261
- Stahl, M & Konietzky, H. (2011): Discrete element simulation of ballast and gravel under special consideration of grain-shape, grain size and relative density, *Granular Matter* 13(4): 417 – 428
- Stavropoulou, M. (2006): Modeling of small diameter rotary drilling tests on marbles, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 43(7): 1034-1051
- Steinberg, J. & Raschka, J. (2008): Maschinelle Gewinnung von Erzen im Bergbau, *Innovations in Non-Blasting Rock Deconstructing*: 74-86
- Su, O. & Akcin, N.A. (2011): Numerical simulation of rock cutting using the discrete element method, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 48(3): 434-442
- Thuro, K & Käsling, H. (2011): Grundlagen der Penetrations- und Verschleißprognose beim TBM-Vortrieb in Fels, *Proc. TBM Workshop ETH Zürich*
- Wagner, H. (1971): Der Mechanismus der Spanentstehung beim Zerspanen von Gesteinen, *Rock Mechanics* (3), 159 – 174
- Wagner, A & Konietzky, H (2013): Funktionale Erweiterung der Software GrainGen zum Thema „Strukturanalyse von Partikelmodellen“ im Rahmen des FuE-Vorhabens Repoperm II, Unveröffentlichter Bericht, Institut für Geotechnik, TU Bergakademie Freiberg
- Wang, S.; Sloan, S.; Liu, H. & Tang, C. (2011): Numerical simulation of the rock fragmentation process induced by two drill bits subjected to static and dynamic (impact) loading, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 44(3): 317-332
- WIRTH Bohrtechnisches Handbuch (2004), WIRTH Maschinen- und Bohrgeräte-Fabrik GmbH
- Wyk, G.; Els, D.N.J.; Akdogan, G.; Bradshaw, S.M. & Sacks, N. (2014): Discrete element simulation of tribological interactions in rock cutting, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 65: 8-19

- Xiaohua, Z.; Liping, T. & Hua, T. (2014): Effects of High-Frequency Torsional Impacts on Rock Drilling, *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47(4): 1345 – 1354
- Yaralı, O.; Aydın, H.; Duru, H. & Özarslan, A. (2013): Effect of scratch length on the Cerchar abrasivity index, *Rock Mechanics for Resources, Energy and Environment, Proc. EUROCK2013*: 369 – 375
- Zhu, W. & Tang, C. (2006): Numerical simulation of Brazilian disk rock failure under static and dynamic loading, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 43(2): 236 – 252